

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DO CONCEITO DE UM  
REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO

por

Volnei Borges

Tese para obtenção do Título de  
Doutor em Engenharia

Porto Alegre

1994

ESTUDO DO CONCEITO DE UM REATOR NUCLEAR  
A LEITO FLUIDIZADO

por

Volnei Borges  
Mestre em Engenharia

Tese submetida ao Corpo Docente do Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, PROMEC, da Escola de  
Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como  
parte dos requisitos para obtenção do Título de

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Fenômenos de Transporte

Orientador: Prof. Dr. Farhang Sefidvash

Aprovada por:

Prof. Dr. José Rubens Maiorino

Prof. Dr. Nilson Romeu Marcílio

Prof. Dr. Sergio Viçosa Möller

Prof. Dr. Sergio Viçosa Möller

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 07 de dezembro de 1994.

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Farhang Sefidvash, pela dedicação na orientação desse trabalho.

À Comissão Nacional de Energia Nuclear (CNEN) pelo apoio financeiro.

Aos colegas do Departamento de Engenharia Nuclear da UFRGS pela amizade e bons conselhos.

**DEDICADO**

à Sara, Carinine e Fernanda.



## SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	VI
LISTA DE TABELAS.....	XII
NOMENCLATURA.....	XV
RESUMO.....	XIX
ABSTRACT.....	XXI
1. CAPÍTULO 1.....	1
1.1. INTRODUÇÃO.....	1
1.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	5
1.3. OBJETIVOS.....	8
2. CAPÍTULO 2 - DESCRIÇÃO DA USINA .....	10
2.1. DESCRIÇÃO FÍSICA.....	10
2.1.1. Módulo.....	10
2.1.2. Reator.....	13
3. CAPÍTULO 3 - CARACTERÍSTICAS DO REATOR.....	16
3.1. REATOR PADRÃO.....	16
3.2. PARÂMETROS MECÂNICOS E ESTRUTURAIS DE 1 MÓDULO.....	17
3.2.1. Tubo de fluidização.....	18
3.2.2. Carcaça hexagonal.....	18
3.2.3. Câmara de combustível.....	18
3.2.4. Carcaça circular.....	19
3.3. PARÂMETROS FÍSICOS DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL.....	19
4. CAPÍTULO 4 - MECÂNICA.....	21
4.1. MÉTODOS DE CÁLCULO.....	21
4.2. DIMENSIONAMENTO DOS PRINCIPAIS COMPONENTES ESTRUTURAIS.....	23
4.2.1. Tubo de fluidização.....	23
4.2.2. Carcaça hexagonal.....	24
4.2.3. Câmara de combustível.....	26
4.2.4. Carcaça circular.....	26
4.3. DIMENSIONAMENTO DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL.....	27

5.	CAPÍTULO 5 - HIDRAULICA.....	28
5.1.	REGIMES DE FLUIDIZAÇÃO.....	28
5.2.	HIDRODINÂMICA PARA LEITO FLUIDIZADO.....	30
5.2.1.	Modelo simplificado.....	31
5.2.1.1.	Condições de estabilidade do leito fluidizado via modelo simplificado.....	34
5.2.2.	Estudo experimental hidráulico de um reator a leito fluidizado segundo Kelly.....	36
5.3.	ESTUDO DA ESTABILIDADE HIDRAULICA DO REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO.....	38
5.3.1.	Estabilidade baseada no modelo simplificado.....	38
5.3.2.	Estabilidade baseada no estudo experimental hidráulico de Kelly.....	45
5.4.	COMPORTAMENTO DE BOLHAS NO LEITO FLUIDIZADO.....	46
5.5.	CORRELAÇÕES PARA LEITO PARTICULADO.....	52
5.5.1.	Velocidade mínima de fluidização.....	52
5.5.2.	Velocidade máxima de fluidização.....	53
5.5.3.	Velocidade do fluido refrigerante em função da porosidade.....	55
5.5.4.	Perda de pressão no leito fluidizado.....	56
5.5.5.	Altura do núcleo do reator em função da porosidade.....	57
5.5.6.	Porosidade do leito em função da rotação da bomba hidráulica.....	58
5.5.7.	Area de circulação de fluido refrigerante.....	59
5.5.8.	Efeito da temperatura nas correlações para leito particulado.....	60
6.	CAPÍTULO 6 - NEUTRÔNICA: ESTADO ESTACIONÁRIO.....	62
6.1.	MODELO DE CÉLULA UNITÁRIA.....	62
6.1.1.	Modelo para o núcleo do reator.....	62
6.1.2.	Modelo de equivalência neutrônica.....	64
6.2.	CÁLCULOS DE CÉLULA.....	70
6.2.1.	Sensibilidade da reatividade.....	70
6.2.1.1.	Enriquecimento.....	70
6.2.1.2.	Diâmetro do elemento combustível.....	74
6.2.1.3.	Espessura do revestimento.....	77
6.2.1.4.	Espessura do tubo de fluidização.....	79
6.2.1.5.	Espessura da carcaça hexagonal.....	79

6.2.1.6. Altura na condição de leito fixo.....	82
6.2.2. Escolha preliminar dos parâmetros de célula.....	84
6.3. CÁLCULOS GLOBAIS DO REATOR PADRÃO.....	88
6.3.1. Modelagem do reator padrão.....	88
6.3.2. Reatividade em função da porosidade.....	92
6.3.3. Reatividade em função da temperatura.....	94
6.3.3.1. Coeficiente Doppler.....	95
6.3.3.2. Coeficiente de temperatura do moderador.....	95
6.3.3.3. Coeficiente total de temperatura.....	96
6.3.4. Distribuição de fluxo de neutrons em função da po- rosidade para reator limpo.....	97
6.3.5. Distribuição da densidade de potência em função da porosidade para reator limpo.....	103
6.3.6. Reatividade do reator em função da retirada de ope- ração de módulos selecionados.....	105
6.3.7. Reatividade em função da porosidade para diversas queimas.....	111
6.3.8. Distribuição de fluxo de neutrons em diversas quei- mas.....	114
6.3.9. Distribuição da densidade de potência em diversas queimas.....	114
6.3.10. Queima de combustível.....	117
6.3.11. Efeito do anel absorvedor na reatividade.....	119
6.3.12. Distribuição da densidade de potência em função da inserção do anel absorvedor de neutrons.....	125
6.3.13. Ponto operacional do reator.....	127
6.4. PARTIDA E DESLIGAMENTO DO REATOR.....	128
6.4.1. Partida do reator frio e limpo.....	128
6.4.2. Partida do reator frio com combustível queimado....	129
6.4.3. Partida do reator quente e limpo.....	129
6.4.4. Partida do reator quente e com combustível queima- do.....	130
6.4.5. Desligamento normal do reator.....	131
6.4.6. Desligamento emergencial do reator.....	131
6.5. MÉTODOS DE CONTROLE DO REATOR.....	132
6.5.1. Controle a curto prazo.....	132
6.5.2. Controle a longo prazo.....	133
6.6. MÉTODO DE TROCA DE COMBUSTÍVEL.....	134



6.7. CALCULOS PARA UM MÓDULO.....	135
6.7.1. Reatividade em função da porosidade.....	135
6.7.2. Distribuição do fluxo de neutrons.....	137
6.7.3. Distribuição de densidade de potência.....	139
7. CAPÍTULO 7 - TÉRMICA.....	142
7.1. CARACTERÍSTICAS GERAIS.....	142
7.1.1. Reator padrão.....	142
7.1.2. Módulo.....	143
7.1.3. Elemento combustível.....	143
7.2. MODELO TÉRMICO.....	144
7.3. COEFICIENTE DE CONVECÇÃO.....	145
7.4. CONDUTIVIDADE TÉRMICA.....	147
7.4.1. Combustível.....	147
7.4.2. Revestimento.....	148
7.5. COEFICIENTE GLOBAL DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR.....	149
7.6. POTÊNCIA EXTRAÍDA DE UM MÓDULO.....	150
7.7. POTÊNCIA EXTRAÍDA DO REATOR.....	154
7.8. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NO REATOR.....	155
7.9. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NO COMBUSTÍVEL.....	156
7.10. FLUXO DE CALOR CRÍTICO (DNB).....	157
7.11. DNBR.....	159
8. CAPÍTULO 8 - NEUTRÔNICA: DINÂMICA DO REATOR.....	161
8.1. EFEITOS QUE AFETAM A REATIVIDADE DO NÚCLEO.....	162
8.2. CINÉTICA PUNTUAL.....	163
8.2.1. Comportamento da potência para saltos na porosidade.....	163
8.2.2. Comportamento da potência para oscilações na altura do núcleo.....	168
9. CAPÍTULO 9 - SEGURANÇA.....	179
9.1. SEGURANÇA INERENTE.....	179
9.2. RESFRIAMENTO PASSIVO.....	180
9.3. IDENTIFICAÇÃO DE LOCAIS DE RUPTURA NO MÓDULO.....	181
9.4. ACIDENTE EM UM MÓDULO.....	183
9.5. ACIDENTE SIMULTÂNEO EM TODOS OS MÓDULOS.....	189

9.6.	O REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO E OS ASPECTOS DE SEGURANÇA INERENTE.....	191
9.7.	O REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO E OS ASPECTOS DE RESFRIAMENTO PASSIVO.....	192
10.	CAPÍTULO 10 - CONCLUSÕES.....	194
11.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	198

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1- Esquema de um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	11
Figura 2.2- Vista superior do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão formado por 19 módulos.....	14
Figura 4.1- Esquema usado para cálculo da espessura da carcaça hexagonal.....	25
Figura 5.1- Curvas de estabilidade de um leito de esferas de $UO_2$ fluidizadas por água na temperatura de $25^{\circ}C$ .....	41
Figura 5.2- Curvas de estabilidade de um leito de esferas de $UO_2$ fluidizadas por água na temperatura de $308^{\circ}C$ .....	42
Figura 5.3- Curva de estabilidade de um leito de esferas de $UO_2$ de 0,8cm de diâmetro fluidizadas por água na temperatura de $308^{\circ}C$ .....	44
Figura 6.1- Curva da reatividade em função do enriquecimento para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0,40.....	71
Figura 6.2- Curvas da reatividade em função da porosidade, para enriquecimentos de 1,9%, 2,2% e 2,5% para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	73
Figura 6.3- Curvas da reatividade em função da porosidade, para diversos diâmetros de combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	75
Figura 6.4- Curvas da reatividade em função do diâmetro de combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	76

Figura 6.5- Curvas da reatividade em função da espessura de revestimento do combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	78
Figura 6.6- Curvas da reatividade em função da espessura do tubo de fluidização, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades..	80
Figura 6.7- Curvas da reatividade em função da espessura da carcaça hexagonal, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades....	81
Figura 6.8- Curva da reatividade em função da altura de leito fixo, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0,40.....	83
Figura 6.9- Esquema do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão formado por 19 módulos, usado nos cálculos globais.....	89
Figura 6.10- Esquema de 1/4 do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão usado nos cálculos globais.....	90
Figura 6.11- Esquema da equivalência em área e configuração de 1/4 do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão em geometria X-Y com indicação das regiões (zonas) usadas nos cálculos globais.....	91
Figura 6.12- Curva do comportamento da reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	93
Figura 6.13- Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	98



Figura 6.14-	Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção Y, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	99
Figura 6.15-	Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção Z, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	100
Figura 6.16-	Distribuição dos fluxos de neutrons térmico, rápido e total, na direção Y, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0,70.....	102
Figura 6.17-	Distribuição da densidade de potência na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.....	104
Figura 6.18-	Esquema do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão identificando os módulos com os correspondentes números e letras utilizados nesse estudo.....	106
Figura 6.19-	Distribuição da densidade de potência com a retirada de operação do módulo A.....	108
Figura 6.20-	Distribuição da densidade de potência com a retirada de operação do módulo B.....	109
Figura 6.21-	Distribuição da densidade de potência com a retirada de operação do módulo C.....	110
Figura 6.22-	Curvas do comportamento da reatividade em função da porosidade do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, para diversas queimas de combustível.....	113



Figura 6.23-	Distribuição do fluxo de neutrons na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado limpo e na queima de 1000MWd/ton.....	115
Figura 6.24-	Distribuição da densidade de potência na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado limpo e na queima de 1000MWd/ton.....	116
Figura 6.25-	Esquema da distribuição de queima de combustível no Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, para queimas médias de 1000, 3000, 5000 e 7500 MWd/ton.....	118
Figura 6.26-	Curvas da reatividade em função da porosidade para diversos percentuais de inserção do anel absorvedor de neutrons no núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	121
Figura 6.27-	Curvas da reatividade em função da retirada do anel absorvedor de neutrons do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, nas diversas porosidades.....	123
Figura 6.28-	Distribuição da densidade de potência na direção axial, em função da inserção do anel absorvedor de neutrons.....	126
Figura 6.29-	Curva da reatividade em função da porosidade para o reator formado por um módulo.....	136
Figura 6.30-	Distribuição dos fluxos de neutrons térmico e rápido para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, nas diversas porosidades..	138
Figura 6.31-	Distribuição do fluxo de neutrons na direção radial para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, na porosidade 0,7.....	140

Figura 6.32- Distribuição da densidade de potência na direção radial para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, na porosidade 0,70...	141
Figura 8.1- Curva da reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, com anel absorvedor de neutrons posicionado a 28cm de altura no núcleo.....	166
Figura 8.2- Comportamento da potência no tempo para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, com anel absorvedor de neutrons posicionado a 28cm de altura no núcleo, sem realimentação termoi-dráulica.....	167
Figura 8.3- Comportamento da potência no tempo para inserções de reatividade provocadas por saltos na porosidade.....	169
Figura 8.4- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 0,05 e 0,1cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.....	171
Figura 8.5- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 15 e 20cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.....	172
Figura 8.6- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 1 e 3cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.....	174
Figura 8.7- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 10 e 14,3cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.....	175

- Figura 8.8- Comportamento da potência no tempo para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, com anel absorvedor de neutrons posicionado a 28cm de altura no núcleo, com realimentação termohidráulica..... 177
- Figura 8.9- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 0,5 e 1cm e frequência de 60Hz..... 178
- Figura 9.1- Variação de temperatura no centro e na superfície da câmara de combustível, em função do tempo..... 187
- Figura 9.2- Distribuição radial da variação de temperatura para a câmara de combustível, em diversos tempos após ocorrido um acidente tipo LOCA... 188

## LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1- Parâmetros físicos das heterogeneidades do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, em função da porosidade.....	50
Tabela 5.2- Velocidade mínima e máxima de fluidização para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando o fluido refrigerante nas temperaturas de 25°C e 308°C.....	54
Tabela 5.3- Velocidade do fluido refrigerante em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando o fluido nas temperaturas de 25°C e 308°C.....	56
Tabela 5.4- Altura e queda de pressão no núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado em função da porosidade.....	57
Tabela 5.5- Fluxo mássico de refrigerante e número de rotações da bomba hidráulica em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando que em $\varepsilon_0=0,40$ o número de rotações seja $w_0$ .....	60
Tabela 6.1- Dimensões da célula unitária, em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	64
Tabela 6.2- Frações de volume das regiões que formam a célula unitária do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	64
Tabela 6.3- Dimensões da célula unitária cilíndrica equivalente para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	69



Tabela 6.4- Valores preliminares para os diversos parâmetros do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	87
Tabela 6.5- Altura do núcleo e fatores de não-fuga e moderação de neutrons em função da porosidade....	87
Tabela 6.6- Reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	92
Tabela 6.7- Coeficiente de temperatura em $^{\circ}\text{C}^{-1}$ , em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	96
Tabela 6.8- Posição (cm) no núcleo onde o fluxo neutrônico e a densidade de potência são máximos, em função da porosidade.....	101
Tabela 6.9- Reatividade em função da retirada de operação de módulos selecionados.....	107
Tabela 6.10- Máximo fator de pico em função da retirada de operação de módulos selecionados.....	111
Tabela 6.11- Distribuição de potência nos módulos do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	117
Tabela 6.12- Reatividade em função da inserção, em percentuais de altura do núcleo, do anel absorvedor de neutrons no núcleo do reator, nas diversas porosidades.....	120
Tabela 6.13- Profundidade de inserção, em centímetros e em percentuais de altura, do anel absorvedor de neutrons no núcleo, de modo a tornar o reator crítico.....	122

Tabela 7.1- Coeficiente de convecção, em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.....	147
Tabela 7.2- Densidades máximas de potência no combustível e no núcleo, densidade média de potência e máxima potência extraída por módulo em função da porosidade.....	154
Tabela 7.3- Distribuição axial de temperaturas do refrigerante no Reator Nuclear a Leito Fluidizado...	155
Tabela 7.4- Máximas temperaturas no centro ( $T_m$ ) e superfície ( $T_s$ ) do combustível e no revestimento ( $T_c$ ), em função da porosidade do núcleo do reator.....	157
Tabela 7.5- Valores da DNBR e do fluxo máximo de calor no combustível, em função da porosidade.....	159
Tabela 8.1- Valores dos coeficientes polinomiais para $K_{ef}$ em função da posição do anel absorvedor de neutrons no núcleo.....	164
Tabela 8.2- Reatividade em função de saltos na porosidade, próximos à criticalidade.....	165

## NOMENCLATURA

a	coeficiente definido como: $a = \pi \cdot D_i \cdot U / [G(\varepsilon) \cdot c_p]$ ;
$a_o, a_i$	área externa e interna do tubo de fluidização;
A	área de circulação do fluido no tubo de fluidização
A'	constante;
$A_o, A_1, A_2, A_3$	coeficientes do polinômio de $K_{ef}$ ;
$A_c$	área da secção transversal do tubo de fluidização ocupada pelos elementos combustíveis;
$A_{mv}$	coeficiente definido como: $A_{mv} = (a_o - a_i) / \ln(a_o/a_i)$ ;
b	coeficiente definido como: $b = \pi / H(\varepsilon)$ ;
$b_o, b_1, b_2$	constantes;
$b_i$	lado interno da carcaça hexagonal;
B	coeficiente definido como: $B = [4,8 \cdot g(\rho_p - \rho_f)] / (n \cdot v_t \cdot \rho_p \cdot \varepsilon_o^{n-1})$
B'	constante;
$B_1$	espessura da parede do tubo de fluidização;
Bi	número de Biot, definido como: $Bi = h \cdot R' / K$ ;
c	espessura do revestimento da barra cilíndrica;
c'	espessura do revestimento da esfera de combustível;
$c_p$	calor específico do fluido à pressão constante;
$C_o, C_1, C_2, C_3$	constantes;
d	diâmetro da esfera de combustível;
$d_b$	diâmetro da bolha;
$D_i$	diâmetro interno do tubo de fluidização;
$D_1$	diâmetro de tubo equivalente;
E	fator de eficiência de solda;
e	espessura da carcaça hexagonal;
$e^*$	espessura da carcaça hexagonal sem o efeito de concentração de tensões;
f	frequência de surgimento de bolhas no leito;
F	coeficiente definido como: $F = (\rho_p - \rho_f) \cdot g \cdot \{ [(u_o - u_p) / v_t]^{4,8/n} \cdot \varepsilon^{-4,8} - 1 \} \cdot \varepsilon(1 - \varepsilon)$
$F_i$	força de interação fluido-partícula por unidade de volume;
$F_u$	coeficiente definido como: $F_u = (u_e - u_c) / u_e$ ;
g	aceleração gravitacional;
G	fluxo mássico;

$G_a$	número de Galileu;
$h$	coeficiente convectivo de transferência de calor entre a câmara de combustível e a água;
$h_o$	coeficiente convectivo fora do tubo de fluidização;
$h_f$	coeficiente convectivo do fluido dentro do tubo de fluidização;
$h_{fg}$	calor latente de vaporização da água;
$H$	altura do núcleo do reator;
$H_o$	altura de leito fixo;
$H_{mf}$	altura do núcleo na condição de mínima fluidização;
$IR$	integral de ressonância;
$J_o$	função de Bessel de ordem zero;
$K$	condutividade térmica da câmara de combustível;
$K_c$	condutividade térmica do combustível;
$K_f$	condutividade térmica do fluido refrigerante;
$K_w$	condutividade térmica do revestimento;
$K_{ef}$	coeficiente de multiplicação efetivo;
$\ell$	dimensão projetada;
$m$	massa de combustível;
$n$	expoente de Richardson e Zaki;
$Nu$	número de Nusselt;
$p$	passo;
$P_T$	potência total do reator;
$P_M$	potência média por módulo;
$P_f$	pressão na fase de fluido;
$P_p$	pressão na fase de partícula;
$P_r$	número de Prandtl;
$P_i$	pressão interna a que esta submetida a carcaça hexagonal;
$\Delta P$	perda de pressão;
$q_o$	calor gerado pelo reator antes do desligamento;
$q_s$	calor gerado por decaimento;
$q'''_{max}$	densidade de potência máxima;
$q'''_c$	densidade de potência no combustível;
$q'''_{co}$	densidade máxima de potência no combustível;
$q''$	fluxo de calor crítico;
$q''_{DNB}$	fluxo de calor crítico;



Q	vazão;
r	raio da esfera de combustível;
$r_b$	raio da bolha;
$r'$	raio externo do elemento combustível;
$r_h$	raio externo do tubo de fluidização;
R	raio do cilindro de combustível equivalente;
$R'$	raio da câmara de combustível;
Re	número de Reynolds;
Ret	número de Reynolds na velocidade terminal;
$R_t$	raio do tubo de fluidização;
S	máxima tensão superficial;
$S'$	superfície do combustível;
t	espessura do tubo de fluidização;
$t$	tempo;
T	temperatura;
$\Delta T$	variação de temperatura;
$T_o$	temperatura do fluido refrigerante na entrada do tubo de fluidização;
$T_c$	temperatura no revestimento do elemento combustível;
$T_f$	temperatura média do fluido refrigerante;
$T_m$	temperatura no centro do elemento combustível;
$T_s$	temperatura na superfície do elemento combustível;
$T_R$	temperatura na superfície da câmara de combustível;
$u_o$	velocidade de aproximação do fluido;
$u_b$	velocidade de uma bolha no leito formado por muitas bolhas;
$u_{b\infty}$	velocidade de uma única bolha no leito;
$u_p$	velocidade da partícula;
$u_e$	coeficiente definido como:
	$u_e = [3,2 \cdot g \cdot d \cdot (1 - \varepsilon_o) \cdot (\rho_p - \rho_f) / \rho_p]^{0,5};$
$u_c$	coeficiente definido como: $u_c = n \cdot v_t (1 - \varepsilon_o) \varepsilon_o^{n-1};$
U	coeficiente global de transferência de calor;
v	velocidade do fluido;
$v_{mf}$	velocidade mínima de fluidização;
$v_t$	velocidade terminal;
w	número de rotações da bomba hidráulica;
z	direção axial;

## SÍMBOLOS GREGOS

$\alpha$	difusividade térmica
$\delta$	fração do leito fluidizado formado por bolhas;
$\beta'$	coeficiente;
$\beta^*$	efeito de concentração de tensões;
$\varepsilon$	porosidade do leito;
$\varepsilon_o$	porosidade do leito colapsado;
$\varepsilon_f$	porosidade média do leito;
$\varepsilon_b$	fração de volume ocupado pelas bolhas;
$\varepsilon_e$	fração de volume ocupado pela emulsão;
$\varepsilon_{mf}$	porosidade mínima de fluidização;
$\Phi_{max}$	fluxo neutrônico máximo;
$\rho$	reatividade;
$\rho_f$	densidade do fluido refrigerante;
$\rho_p$	densidade da fase de partícula;
$\rho_v$	densidade do vapor;
$\theta$	tempo decorrido após desligamento do reator;
$\theta_d$	fração da densidade teórica;
$\mu$	viscosidade do fluido refrigerante;
$\lambda_n$	autovalor;
$\sigma_e$	tensão resistente;
$\sigma^*$	tensão superficial da interface líquido-vapor;

## RESUMO

O estudo compreensivo de um novo reator nuclear baseado no conceito de leito fluidizado é realizado. O reator é de pequeno porte e modular em projeto, concebido para ter características de segurança inerente e resfriamento passivo. O estudo é feito em um módulo e em um reator padrão formado por 19 módulos. A potência do reator é função da porosidade do leito, tendo um valor médio operacional de  $6 \text{ MW}_t$  por módulo. Esse estudo cobre as áreas de mecânica, hidráulica, térmica, neutrônica e segurança do reator nuclear. O parâmetro fundamental para os cálculos desse reator é a porosidade do leito, que representa a fração de volume de moderador presente no núcleo. Foram derivadas as relações básicas entre a porosidade do núcleo e as velocidades mínima e máxima de fluidização, a velocidade do fluido refrigerante no núcleo, a perda de pressão no leito, a altura do núcleo, a área de circulação do fluido refrigerante, o fluxo mássico, a reatividade do núcleo, a potência do reator e o coeficiente convectivo. A determinação das seções de choque foram realizados com o uso de códigos para reatores a água pressurizada, utilizando para isso, um método de equivalência neutrônica de uma célula esférica em cilíndrica [61]. Um modelo teórico simplificado e um estudo experimental foram utilizados para determinar a estabilidade do leito fluidizado, verificando-se em que condições o leito apresenta comportamento particulado e agregativo [24]. A porosidade operacional do reator e a posição do anel absorvedor de neutrons foram determinados, considerando

que o reator opera sempre na porosidade correspondente à máxima reatividade. Foram determinados a potência, densidade de potência, distribuição de temperaturas no combustível e refrigerante em função da porosidade do leito. Para avaliar o comportamento cinético do reator, foi utilizado o modelo de cinética puntual com seis grupos de neutrons atrasados, simulando-se inserções de reatividade provocadas por oscilações na porosidade do núcleo. O reator foi analisado quanto à ocorrência de um acidente hipotético de perda de refrigerante, bem como em relação as características de segurança inerente e resfriamento passivo. Os resultados mostram que o reator pode apresentar tais características, conseqüentemente este conceito de reator é um candidato, em potencial, para a futura geração de reatores nucleares.

## ABSTRACT

The comprehensive study of a new nuclear reactor based on the fluidized bed concept is realized. The reactor is a small and modular in design "conceived to have inherent safety and passive cooling characteristics. The study is done for a one and nineteen modules reactor. The power of the reactor is a function of the bed porosity having an average operational value of  $6 \text{ MW}_t$  per module. This study covers the areas of mechanical, thermal-hydraulics, neutronics and nuclear safety. The principal parameter for the reactor design is the fluidized bed porosity, which stands for the moderator volume fraction in the core. The basic relationships between the porosity of the core with the reactor parameters were determined namely, the porosity as a function of the coolant velocity, the minimum velocity of fluidization and the terminal velocity of fluidization, the pressure loss along the tube, the reactor core height, the flow cooling area, the flow mass of the fluid coolant, the reactivity of the reactor core, the reactor power and the convective coefficient. The cross sections were determined using the computational codes developed for light water reactors, considering the equivalence between the spherical and cylindrical cell. The study stability of the bed was performed using a simplified theoretical model and experimental results considering particulate or aggregative bed [24]. The operational porosity of the reactor and the position of the absorber shell was established, considering



that the reactor will always operate in the porosity corresponding to the maximum reactivity. The power of the reactor, the power density, the temperature distribution in fuel and cladding were determined as a function of the porosity. The kinetic point model, with six groups of delayed neutrons, was used to evaluate the kinetic behaviour of the reactor, simulating reactivity insertion produced by the oscillation of the porosity in the bed. The reactor was analyzed under hypothetical loss-of-coolant and under inherent safety and passive cooling characteristics. The results reported in this work show that the reactor can possess these characteristics, consequently this concept is a potential candidate for the next generation of nuclear reactors.

## CAPÍTULO 1

### 1.1. INTRODUÇÃO

O consumo mundial de energia continua a crescer significativamente para satisfazer as necessidades de uma crescente população. O consumo mundial de energia provavelmente crescerá a uma taxa média de 2,4% ao ano até 2005. De acordo com a Agência de Energia Nuclear (OCDE) [22], essa crescente taxa será ainda maior nos países em desenvolvimento. A expectativa é de que nesses países a taxa cresça aproximadamente 4,3% ao ano, enquanto nos países industrializados o crescimento anual será de 1,3%.

O aumento no consumo de energia é uma parte essencial no processo de desenvolvimento, mas as restrições energéticas para o crescimento dos países em desenvolvimento não são facilmente superadas. É inevitável que, ao menos a médio prazo, o aumento requerido na demanda energética, seja obtido através da utilização combinada de todas as formas de energia. Neste contexto, a energia nuclear desempenha um papel de grande relevância, desde que gerada com segurança e utilizada nas aplicações adequadas.

O uso da energia nuclear para a geração de eletricidade teve seu primeiro reator de potência, em escala industrial, inaugurado em 1954. Desde então centenas de reatores nucleares foram construídos em todo o mundo. Alguns países, como os Estados Unidos, abriram um leque em termos de pesquisas com diversos tipos de reatores, muitos dos quais ainda em es-

tudo. Com a colocação em funcionamento desses reatores para a geração de energia, começaram a surgir problemas de segurança das centrais nucleares. Cada acidente ou incidente ocorrido na história da operação dos reatores, levaram os projetistas a implantar sistemas de segurança cada vez mais complexos e sofisticados, aumentando, com isso, os custos da instalação. Para reduzir o preço da energia gerada, a fim de tornar a energia nuclear competitiva com outras fontes energéticas, os projetistas direcionaram seus projetos para reatores de grande porte (acima de 1000 MWe). No entanto, os grandes reatores não são adequados para os países em desenvolvimento, uma vez que estes não dispõem de redes elétricas compatíveis, como também não são adequados para países industrializados que preferem suprir o aumento na demanda gradualmente, em função das necessidades. Para contornar esse problema, os fabricantes de usinas nucleares tem tentado diminuir o porte de seus reatores, mas tem encontrado dificuldades na sua viabilização econômica [14,38].

Os problemas de economia e do grande porte das usinas, aliados aos problemas de segurança, principalmente após os graves acidentes ocorridos nas usinas de Three Mile Island e Chernobyl, fizeram com que a energia nuclear encontrasse sérias dificuldades em sua aceitação pelo público. Na última década, nos Estados Unidos nenhuma autorização foi concedida para a construção de novas centrais nucleares, muitas autorizações foram canceladas e as usinas que estavam sendo construídas estão tendo sérias dificuldades em obter a licença de operação [13]. Esse cenário fez crescer



a preocupação de projetistas e pesquisadores em obter um reator nuclear econômico, totalmente seguro e que seja aceito pelo público, levando a comunidade internacional a procurar uma nova geração de reatores nucleares.

Em vários países, diversos grupos de pesquisas estão dedicando-se ao projeto e desenvolvimento de novos conceitos de reatores de pequeno e médio porte, com potências desde 10MWt, para aquecimento residencial, até 600MWe, para produção de energia elétrica [22]. O ponto comum de todos esses conceitos é a simplicidade e a introdução de uma nova filosofia de projeto baseada na segurança inerente.

O conceito de segurança inerente quando aplicado a reatores nucleares significa que, qualquer evento que leve o núcleo do reator a condições de operação não especificados no projeto, os processos físicos e nucleares inerentes ao sistema e as forças naturais, sem qualquer intervenção de operadores e dispositivos ativos, devem trazer o reator para um estado estável e controlado, sem que a integridade dos elementos combustíveis seja comprometida [48].

O incentivo para o desenvolvimento dessa nova geração de reatores nucleares tem uma dupla origem: a econômica e a exigência do usuário. Essa dupla origem tem por base os seguintes fatos:

- os novos conceitos de reatores podem abrir um mercado consumidor adicional, não acessível aos grandes reatores, como a calefação, especialmente nos países de clima frio, onde o meio ambiente é aquecido pela queima de carvão, lenha e óleo, em residências;

- esses reatores podem suprir gradativamente as lentas taxas de crescimento na demanda de energia de diversos países;
- esses reatores ajustam-se melhor em pequenas malhas de distribuição de eletricidade e são ótimos candidatos para a substituição de velhas usinas que utilizam combustível fóssil;
- devem ter simplicidade de projeto;
- devem introduzir novas características de segurança como os conceitos de resfriamento passivo e segurança inerente. O resfriamento passivo significa que o sistema de remoção de calor deve ser capaz de retirar o calor proveniente do decaimento do combustível com a ajuda somente de dispositivos passivos e de forças naturais [35,48];
- os eventuais danos no núcleo não devem provocar riscos;
- no caso do pior acidente, este não deve produzir consequências para a população e o meio ambiente.

Mais de uma dezena de novos e avançados conceitos de reatores nucleares foram desenvolvidos em países membros da Organização de Cooperação e de Desenvolvimento Econômico da Agência de Energia Nuclear [22], demonstrando a necessidade e o bom potencial desses reatores para a futura geração nuclear. Todos esses conceitos caracterizam-se por serem "pequenos, simples e seguros".

Dentro dessa filosofia de projeto e de forma a atender a futura geração nuclear, Sefidvash [61] propôs um novo reator nuclear baseado no conceito de leito fluidizado. O trabalho aqui proposto tem por objetivo apresentar um estudo conceitual desse novo reator e demonstrar seu potencial como uma alternativa para a futura geração de reatores nucleares.

## 1.2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O conceito de leito fluidizado empregado em reatores nucleares foi proposto na década de 50 [46], porém poucos trabalhos foram publicados sobre o assunto até 1978 quando começaram a surgir novas publicações realizadas por Sefidvash [62].

Em 1960 Hatch, Regan e Powell [31] propuseram um reator nuclear rotativo a leito fluidizado para propulsão de foguetes. Esse mesmo sistema rotativo foi estudado no Brookhaven National Laboratory [32] para ser empregado na propulsão nuclear espacial.

A utilização do conceito de leito fluidizado para reatores de potência foi estudada em 1980 por Sefidvash e Haroon [63], que realizaram cálculos preliminares de física de reatores no estado estacionário, determinando expressões para os parâmetros que constituem o fator de multiplicação infinito e efetivo para o reator a leito fluidizado. Nesses cálculos foram utilizados o modelo de difusão e o conceito de célula unitária homogênea.

Cálculos neutrônicos, considerando moderador orgânico, foram realizados por Haroon e Sefidvash [30], os quais incluíram estudos paramétricos do coeficiente de multiplicação efetivo como função da altura do leito para vários percentuais de enriquecimentos em U-235.

Sefidvash [61] apresentou um modelo de um reator nuclear padrão a leito fluidizado, formado por 19 módulos e denominado de Reator Nuclear a Leito Fluidizado (RNLF). Cada



módulo possui um tubo de fluidização de 250 mm de diâmetro que forma o núcleo do reator. Os elementos combustíveis são esferas de dióxido de urânio de baixo percentual de enriquecimento, possuem 7 mm de diâmetro e 0,5 mm de espessura de revestimento. Cálculos neutrônicos preliminares indicaram que um enriquecimento de 2,2% mantém o coeficiente de multiplicação efetivo do reator menor do que 0,95 na condição de leito fixo. Nesse mesmo artigo, foi apresentada uma descrição detalhada de um módulo do reator, a qual constitui-se na base para o estudo conceitual que será realizado neste trabalho.

Rammsy [53] utilizou o código Leopard [2], para cálculos de célula e o ODOG [50] para cálculos globais, determinando a distribuição do fluxo neutrônico em um reator formado por 19 módulos com e sem refletor. Em seu trabalho foram obtidas as curvas do comportamento dos coeficientes de multiplicação em função da porosidade do leito para diversas condições de operação e constituintes do núcleo.

Como a porosidade do leito fluidizado, que é o núcleo do reator, pode variar, Mattos [45] fez um estudo da variação das densidades atômicas dos elementos que constituem o núcleo, obtendo expressões que relacionam as densidades atômicas com a porosidade. Essas expressões foram usadas para calcular os parâmetros de entrada do código ODOG, que foi utilizado para cálculos de criticalidade considerando quatro regiões homogêneas e um grupo de neutrons. Neste trabalho foram desenvolvidos dois métodos de homogenização do núcleo, ou seja, duas maneiras distintas de misturar homogeneamente os constituintes do núcleo em cada região, obtendo-se para cada

método o valor do coeficiente de multiplicação efetivo e do fluxo normalizado em função do raio do reator. Os métodos de homogenização apresentados são muito suscetíveis ao tratamento dado as regiões, sendo mais conveniente utilizar um código que considere as regiões do núcleo separadas e não misturadas homogeneamente. Também foi realizado um estudo de homogenização para obter a célula representativa do reator, servindo como dado de entrada no código Leopard. Dos métodos apresentados por Mattos, aquele que melhor representa a célula do reator foi o que manteve a relação superfície/volume constante na região do combustível para esferas e barras cilíndricas.

Como no Reator Nuclear a Leito Fluidizado, proposto por Sefidvash [61], o volume do núcleo é variável no tempo, as equações de transporte de neutrons, difusão e cinética puntual convencionais, não se aplicam diretamente a este conceito, por terem sido deduzidas considerando-se um balanço de neutrons para um volume constante. Vilhena [70] mostrou tratar-se de um problema de fronteira móvel, formulando essas equações para o caso em que o volume do núcleo varie no tempo. As expressões obtidas recaem nas formas convencionais quando a velocidade de variação da altura do leito for nula, mostrando, dessa forma, a validade do emprego dessas equações no estudo do conceito de reator nuclear a leito fluidizado, quando a altura do núcleo permanecer fixa em cada porosidade.

No trabalho desenvolvido por Streck [67], utilizando as equações de cinética puntual com fronteira móvel, é mostrado o comportamento qualitativo da potência do reator em fun-

ção do tempo, para algumas oscilações da altura do leito. Também é avaliado o termo de velocidade de deslocamento da fronteira no comportamento da potência do Reator Nuclear a Leito Fluidizado em relação ao comportamento de potência em um PWR simulado com inserção equivalente de reatividade. O termo adicional da velocidade de deslocamento da fronteira influencia o comportamento do Reator Nuclear a Leito Fluidizado fazendo com que a potência média cresça de modo mais rápido que em relação a um PWR convencional considerando o reator crítico em torno da porosidade 0,45.

### 1.3. OBJETIVOS

Dentro do atual contexto mundial, em que existe uma moratória na energia nuclear, devido a sua não aceitação pelo público e, na perspectiva de reverter esse quadro, através da busca de novos conceitos de reatores nucleares, o trabalho aqui proposto visa realizar o estudo de um novo reator nuclear, modular e de pequeno porte, baseado no conceito de leito fluidizado, conforme modelo proposto por Sefidvash [61].

Este estudo abrange as áreas de mecânica, hidráulica, térmica, neutrônica no estado estacionário, dinâmica e segurança do reator.

Partes destes estudos já publiquei na literatura. Em 1988, um método de equivalência neutrônica de uma célula esférica em cilíndrica foi utilizado para determinar o fator de Dancoff para elemento combustível esférico. O método utiliza-

do foi testado e mostrou-se adequado para o cálculo desse fator [5]. Este mesmo método de equivalência neutrônica foi aplicado, nos dados de entrada do código Leopard, para determinar o coeficiente de multiplicação infinito. Os resultados obtidos foram comparados com os do código DTF IV [41], para célula esférica, obtendo-se boa concordância [6].

As equações de transporte de neutrons e difusão foram formuladas para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, sendo mostrado que códigos computacionais desenvolvidos para reatores a água leve, com modificações apropriadas, podem ser utilizados nos cálculos neutrônicos do reator em estudo [7].

Correlações hidráulicas e relações térmicas foram obtidas para esse novo conceito de reator nuclear [8], permitindo, com isso, determinar a potência extraída do núcleo e a distribuição de temperatura no elemento combustível, em função da porosidade do leito. A curva operacional da reatividade em função da porosidade foi obtida, desenvolvendo-se métodos de operação para o reator [9]. Um estudo do comportamento da potência no tempo, utilizando o modelo de cinética puntual, foi realizado [10].



## CAPÍTULO 2

### DESCRIÇÃO DO REATOR

#### 2.1. DESCRIÇÃO FÍSICA

##### 2.1.1. Módulo

O Reator Nuclear a Leito Fluidizado é modular, portanto podem ser construídos reatores de qualquer tamanho a partir do módulo básico. Este módulo básico, mostrado na figura 2.1, tem em sua parte superior o núcleo e o gerador de vapor e em sua parte inferior a câmara de combustível. O núcleo é formado por um tubo de fluidização cilíndrico de 250 mm de diâmetro interno, circundado por uma carcaça de forma hexagonal. A câmara de combustível é composta por um tubo de 100 mm de diâmetro interno conectado diretamente abaixo do tubo de fluidização. Dentro da câmara de combustível existem elementos combustíveis na forma de esferas de  $UO_2$  enriquecidos a 2,2% em U-235, esses elementos combustíveis possuem diâmetro total de 8 mm, sendo 7 mm de  $UO_2$  e 0,5 mm de espessura do revestimento que é composto de zircaloy. Entre o tubo de fluidização e a carcaça hexagonal e por conseguinte, entre a câmara de combustível e a carcaça circular que está no prolongamento da hexagonal, forma-se um espaço anelar que é preenchido pelo refrigerante que sai do núcleo do módulo e entra nesse espaço, descendo até a extremidade inferior e retornando à bomba hidráulica por perfurações existentes em sua extremidade inferior. Na parte superior do módulo existe uma tampa que assegura o limite máximo da altura do núcleo e evita o transporte do combustível pelo refrigerante. Um anel de con-





trole, absorvedor de neutrons, está conectado a essa tela. Este anel penetra no núcleo do módulo agindo de maneira similar a uma barra de controle.

A alimentação de combustível é feita através do centro da haste do acionador da tela limitadora. Na base inferior da câmara de combustível existe uma válvula que permite a retirada de combustível do interior da câmara para um reservatório onde será resfriado. A parte inferior do módulo, ou seja, a carcaça circular onde localiza-se a câmara de combustível, fica no interior de uma piscina onde pode ser refrigerada passivamente por convecção natural. Na parte superior do tubo de fluidização, no interior do módulo, acima do núcleo, existe um gerador de vapor do tipo "casco e tubos". O refrigerante circula em circuito fechado, impulsionado por uma bomba.

O refrigerante entra na parte inferior do módulo, vai até o distribuidor, passa pelas perfurações existentes, penetra na câmara de combustível e sobe para o núcleo onde fluidiza os elementos combustíveis retirando o calor gerado. Imediatamente, entra no gerador de vapor, transferindo o calor absorvido no núcleo. Após, retorna para a bomba, descendo pelo espaço anelar formado entre o tubo de fluidização e a carcaça hexagonal.

No topo do módulo é colocado um pressurizador e uma válvula de despressurização, sendo também deixado espaços para a entrada e saída do fluido que alimenta o gerador de vapor e para a haste que movimenta a tela e o anel absorvedor de neutrons.

### 2.1.2. Reator

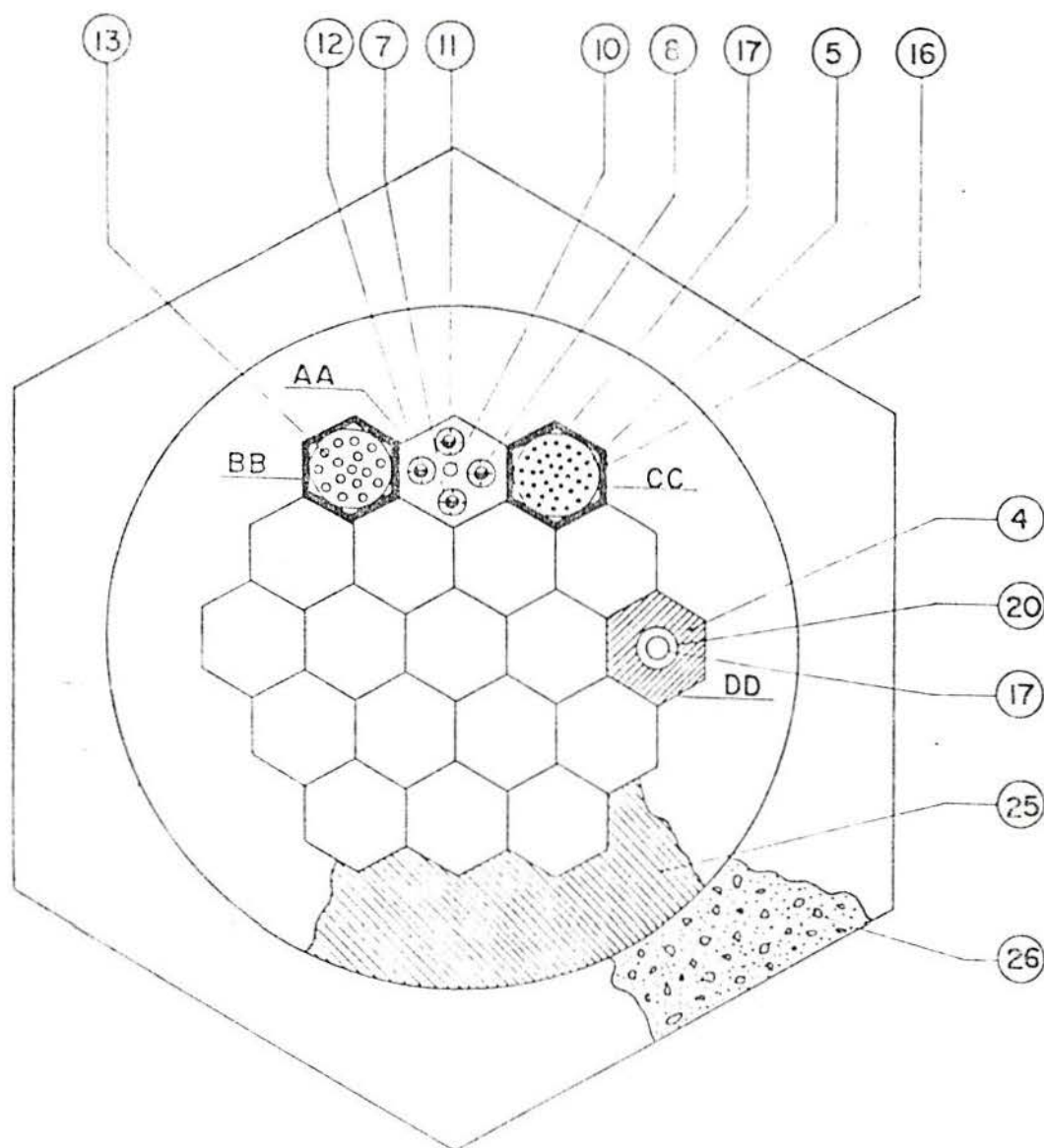
O tamanho do Reator Nuclear a Leito Fluidizado pode ser adequado conforme as necessidades do usuário. O núcleo do reator é formado pelo conjunto de núcleos dos módulos cujas carcaças hexagonais são colocadas face a face, sendo neutronicamente acopladas. Os módulos são integrados um com o outro e comportam-se como uma unidade, mas cada um deles mantém sua independência física de forma a poderem ser substituídos. A vista superior de um reator padrão formado por 19 módulos é mostrado na figura 2.2.

Assim como os módulos, o reator pode ser dividido em duas grandes partes: a superior formada pelos tubos de fluidização, carcaças hexagonais e geradores de vapores dos módulos e a inferior constituída pelas câmaras de combustível e carcaças circulares dos módulos que encontram-se no interior de uma grande piscina. O núcleo do reator é formado pelos núcleos dos módulos, carcaças hexagonais e espaços anelares existentes entre os tubos de fluidização e as carcaças dos módulos.

Abaixo do reator serão instaladas as bombas hidráulicas, as tubulações, as conexões e um sistema de coleta de combustível. O sistema de coleta de combustível está ligado a uma piscina construída ao lado e abaixo deste e que terá a função de resfriar os combustíveis gastos e seus módulos antes de serem transportados para fora da usina.

Neste estudo cada módulo tem sua própria bomba hidráulica, de forma a manter sua independência física do restante do reator. No momento de projetar o reator, será otimi-





4 SUPORTE  
 5 NÚCLEO DO REATOR  
 7 DESPRESSURIZADOR  
 8 SAÍDA DE VAPOR  
 10 ALIMENTAÇÃO DE COMBUSTÍVEL  
 11 PRESSURIZADOR  
 12 ENTRADA DE ÁGUA

13 GERADOR DE VAPOR  
 16 CARCAÇA HEXAGONAL  
 17 TUBO DE FLUIDIZAÇÃO  
 20 DISTRIBUIDOR  
 25 REFLETOR  
 26 BLINDAGEM BIOLÓGICA

Figura 2.2- Vista superior do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão formado por 19 módulos.

zado o número de módulos por bomba.

As câmaras de combustível estão distanciadas o máximo possível uma da outra, de forma a criar espaço suficiente entre elas para troca de calor com a água da piscina que as envolve.

Em torno do reator existe uma blindagem biológica de forma a minimizar os efeitos da radiação proveniente do núcleo do reator.



## CAPÍTULO 3

### CARACTERÍSTICAS DO REATOR - RESUMO TÉCNICO

As principais características físicas do Reator Nuclear a Leito Fluidizado encontram-se resumidas neste capítulo.

#### 3.1. REATOR PADRÃO

A escolha do reator padrão foi baseada na hipótese de que o conceito de leito fluidizado, aplicado a um reator nuclear, pode fazer com que o mesmo apresente as características de segurança inerente e resfriamento passivo. A escolha do projeto modular pode permitir que sejam construídos reatores de qualquer tamanho, dependendo das necessidades do usuário. O reator em estudo tem sua base tecnológica nos reatores tipo PWR, devido ao fato dessa tecnologia ser bem conhecida e dominada.

A potência do reator, as temperaturas no combustível e a altura do núcleo são funções da porosidade do leito e encontram-se determinadas nos capítulos 5 e 7.

De acordo com Sefidvash [61] e com os capítulos 5 e 7 do trabalho aqui apresentado, o reator padrão possui as seguintes características:

- Tipo de reator: modular a leito fluidizado pressurizado
- Número de módulos: 19 módulos,
- Tipo de elemento combustível: esferas de  $UO_2$ ,

- Enriquecimento do combustível: 2,2%,
- Refrigerante: água leve,
- Moderador: água leve,
- Máxima potência térmica operacional:  $113\text{MW}_t$ ,
- Potência térmica média operacional por módulo:  $6\text{MW}_t$ ,
- Temperatura de entrada do refrigerante:  $291^\circ\text{C}$ ,
- Temperatura de saída do refrigerante:  $326^\circ\text{C}$ ,
- Pressão no circuito primário: 15,5 MPa,
- Máximo fluxo operacional de refrigerante:  $2,04 \times 10^6 \text{ kg/h}$ ,
- Fluxo operacional médio por módulo:  $1,07 \times 10^5 \text{ kg/h}$ ,
- Temperatura máxima operacional no combustível:  $605,3^\circ\text{C}$  e
- Máxima altura operacional do núcleo: 2100 mm.

### 3.2. PARÂMETROS MECÂNICOS E ESTRUTURAIS DE 1 MÓDULO

Os principais componentes estruturais que constituem um módulo do reator são: tubo de fluidização, carcaça hexagonal, câmara de combustível e carcaça circular.

Como dimensões de partida adotaram-se os diâmetros interno do tubo de fluidização como sendo de 250 mm, dimensão esta equivalente a um conjunto de elementos combustíveis de um reator tipo PWR, e da câmara de combustível como sendo de 100 mm. As espessuras de parede encontram-se determinadas no capítulo 4.

Os parâmetros mecânicos e estruturais de um módulo são dados a seguir.

### 3.2.1. Tubo de fluidização

- Diâmetro interno: 250 mm,
- Espessura de parede: 1,0 mm,
- Altura: 8,0 m,
- Volume interno: 392699,1cm<sup>3</sup>,
- Volume total: 399007,4cm<sup>3</sup> e
- Material: zircaloy-2.

### 3.2.2. Carcaça hexagonal

- Lado interno: 145,5 mm,
- Espessura de parede: 15 mm,
- Altura: 8,2 m,
- Volume interno: 450967,8cm<sup>3</sup>,
- Volume total: 564732,3cm<sup>3</sup> e
- Material: zircaloy-2.

### 3.2.3. Câmara de combustível

- Diâmetro interno: 100 mm,
- Espessura de parede: 1,0 mm,
- Altura: 4,4 m,
- Volume interno: 34557,5cm<sup>3</sup>,
- Volume total: 35953,6cm<sup>3</sup> e
- Material: aço inoxidável SS316.

### 3.2.4. Carcaça circular

- Diâmetro interno: 122 mm,
- Espessura de parede: 10 mm,
- Altura: 4,4 m,
- Volume interno: 51435,4cm<sup>3</sup>,
- Volume total: 69681,8cm<sup>3</sup> e
- Material: aço inoxidável SS316.

### 3.3. PARÂMETROS FÍSICOS DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL

O diâmetro do elemento combustível esférico foi escolhido como sendo equivalente ao de uma barra de combustível de um reator PWR. A geometria esférica foi escolhida por apresentar melhores condições de fluidização. O estudo do enriquecimento do combustível encontra-se no capítulo 6. A massa de combustível depende da altura do leito fixo, sendo escolhida a altura de 700 mm por resultar, em termos de segurança, no coeficiente de multiplicação efetivo menor do que 0,95, como determinado no capítulo 6.

Os elementos combustíveis apresentam as seguintes características:

- Geometria do elemento combustível: esférica,
- Raio total: 4,0 mm,
- Raio da esfera de combustível: 3,5 mm,
- Espessura do revestimento: 0,5 mm,
- Volume total: 0,268cm<sup>3</sup>,

- Volume da esfera de combustível:  $0,180\text{cm}^3$ ,
- Volume de revestimento:  $0,088\text{cm}^3$ ,
- Material do combustível:  $\text{UO}_2$ ,
- Enriquecimento: 2,2%,
- Material do revestimento: zircaloy-2 e
- Massa de  $\text{UO}_2$  por módulo: 145kg.

Os parâmetros hidráulicos e térmicos de um módulo do reator encontram-se determinados nos capítulos 5 e 7, respectivamente.



## CAPÍTULO 4

### MECÂNICA

Neste capítulo é apresentado o estudo mecânico para determinar as dimensões básicas de um módulo do reator, de forma a obter-se dados quantitativos a serem utilizados em cálculos neutrônicos desenvolvidos nos capítulos 6 e 8. Dessa forma, foi realizado somente um estudo preliminar não abrangendo todas as características de um projeto mecânico. Problemas como: efeitos de corrosão, limites de fadiga, pressão interna de gases no combustível, danos de irradiação, análises dinâmicas de vibrações e colisões entre as esferas de combustíveis, etc., não foram, portanto analisados, devido a abrangência dos mesmos.

#### 4.1. MÉTODOS DE CÁLCULO

Para calcular as dimensões preliminares do módulo do reator utilizou-se métodos de cálculos simplificados.

As espessuras dos tubos foram determinadas com base nas equações propostas por Smith [66], que são aplicáveis no projeto de vasos de pressão e estão de acordo com as especificações do código ASME [11]. Segundo Smith, a espessura de um tubo cilíndrico, de acordo com a teoria da elasticidade e considerado o fator de eficiência de solda, é dado por:

$$t = R_i \cdot \{[(S.E + \Delta P) / (S.E - \Delta P)]^{0.5} - 1\} \quad (4.1)$$

onde:  $t$  = espessura de tubo;

$R_t$  = raio do tubo de fluidização;

$S$  = máxima tensão permissível e

$E$  = fator de eficiência de solda.

As perdas de pressão no tubo de fluidização e na câmara de combustível foram determinadas pela Equação de Ergun [21], aplicável à leitos fluidizados e válida para escoamento turbulento onde  $Re/(1-\varepsilon) > 1000$ . Desse modo, a equação de perda de pressão é dada por:

$$\Delta P = 3,5 H \rho_f v^2 (1-\varepsilon)/(2 d \varepsilon^3) \quad (4.2)$$

onde:  $\Delta P$  = perda de pressão;

$H$  = altura do leito;

$\varepsilon$  = porosidade do leito;

$\rho_f$  = densidade do fluido;

$v$  = velocidade do fluido e

$d$  = diâmetro da esfera.

Os materiais e ligas que formam os módulos são os mesmos empregados em projetos de reatores que utilizam tecnologia de reatores a água leve.

Adota-se como dimensão de partida o diâmetro interno do tubo de fluidização como sendo de 250 mm, praticamente da mesma dimensão de um conjunto de elementos combustíveis de um reator tipo PWR.

## 4.2. DIMENSIONAMENTO DOS PRINCIPAIS COMPONENTES ESTRUTURAIS

Nesse estudo preliminar, foram considerados os principais componentes estruturais que constituem um módulo como sendo os seguintes:

- tubo de fluidização,
- carcaça hexagonal,
- câmara de combustível e
- carcaça circular.

### 4.2.1. Tubo de fluidização

Para obter a perda de pressão no tubo de fluidização, o termo de velocidade da equação (4.2) é substituído pela equação de Richardson e Zaki [58], resultando a seguinte expressão:

$$\Delta P = 1,75 H_o (1 - \varepsilon_o) \rho_f v_t^2 \varepsilon^{1,8} / d \quad (4.3)$$

onde:  $\Delta P$  = perda de pressão;

$H_o$  = altura de leito fixo;

$\varepsilon_o$  = porosidade do leito fixo;

$\rho_f$  = densidade do fluido refrigerante;

$v_t$  = velocidade terminal;

$\varepsilon$  = porosidade e

$d$  = diâmetro da esfera.

Para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, os parâmetros da equação (4.3) são:  $H_o = 70,0 \text{ cm}$ ;  $\varepsilon_o = 0,40$ ;  $v_t = 181 \text{ cm/s}$ ;

$d=0,8\text{cm}$ . Dessa forma, a máxima perda de pressão é de aproximadamente  $0,28\text{ MPa}$  e ocorre para porosidade próxima a unitária e densidade do fluido refrigerante na temperatura ambiente, de aproximadamente  $\rho_f=1\text{g/cm}^3$ .

Considerando que o tubo de fluidização deve ser confeccionado com zircaloy, tomando as propriedades desse material a  $500^\circ\text{C}$  [56], e o diâmetro do tubo como sendo de  $250\text{ mm}$ , a espessura, calculada pela equação 4.1, é de aproximadamente  $0,2\text{ mm}$ . Como não foram considerados os efeitos provocados pelo desgaste do tubo devido ao atrito com as esferas de combustível e os efeitos corrosivos do refrigerante, combustível e tubo, então adotou-se a espessura do tubo de fluidização como sendo de  $1,0\text{ mm}$  para efeito de projeto preliminar.

#### 4.2.2. Carcaça hexagonal

Para determinar a espessura da carcaça hexagonal adotou-se o mesmo procedimento de Mattos [45]. Inicialmente calcula-se a dimensão do lado interno e, sabendo que a carcaça hexagonal é tangente ao tubo de fluidização e conhecendo o raio externo do tubo, então o lado interno da carcaça hexagonal é dado por:

$$b_i = (4 \cdot r_h^2 \cdot \text{tg}30^\circ / \text{ctg}30^\circ)^{0,5} \quad (4.4)$$

resultando que  $b_i=14,55\text{cm}$ .

A espessura da carcaça hexagonal é determinada a partir de um balanço de forças, considerando o efeito de con-

centrações de tensões e tomando como material estrutural o zircaloy-2 e suas propriedades a 500°C. Considerando a figura 4.1, pelo balanço de forças resulta:

$$e^* = P_i \cdot \ell / 2\sigma_e \quad (4.5)$$

considerando o efeito de concentração de tensões temos:

$$e^* = e / \beta^* \quad (4.6)$$

logo, a espessura da carcaça hexagonal é dada por:

$$e = P_i \cdot \ell \cdot \beta^* / 2\sigma_e \quad (4.7)$$

No RNLF a pressão interna que cada módulo está submetido é de 15,5 MPa, considerando  $\beta^*=1,4$  e  $\sigma_e = 2,07 \times 10^8$  Pa para o zircaloy-2 a 500°C, pela equação (4.7) resulta que a espessura da carcaça hexagonal é de aproximadamente 15 mm.

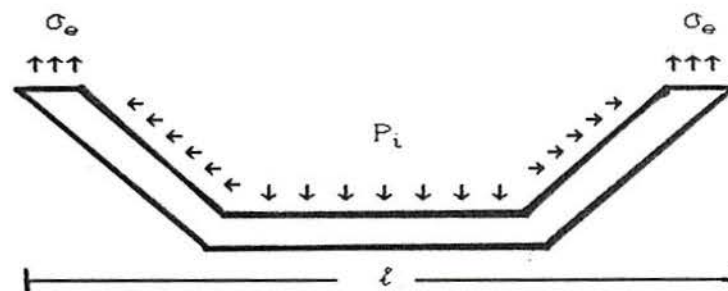


Figura 4.1- Esquema usado para cálculo da espessura da carcaça hexagonal.



#### 4.2.3. Câmara de combustível

A câmara de combustível consiste de um tubo cilíndrico de 100 mm de diâmetro, que fica localizado no interior da carcaça circular.

O método usado para determinação da espessura da câmara de combustível é análogo ao empregado no cálculo da espessura do tubo de fluidização. Utilizando a equação (4.2), a máxima perda de pressão na câmara é de aproximadamente 1,9 MPa. Considerando que a câmara deve ser confeccionada em aço inoxidável, resulta que a espessura da mesma é de aproximadamente 0,7 mm. Como não foram considerados os efeitos de desgaste e corrosão adotou-se a espessura preliminar da câmara de combustível como sendo igual à espessura do tubo de fluidização, ou seja, como sendo de 1,0 mm.

#### 4.2.4. Carcaça circular

A carcaça circular localiza-se no prolongamento da carcaça hexagonal, envolvendo a câmara de combustível. Entre a carcaça circular e a câmara de combustível existe um espaço anelar de aproximadamente 10 mm por onde circula a água proveniente do núcleo e que se dirige para a bomba hidráulica. Dessa forma, o diâmetro interno da carcaça circular é de 122 mm. Considerando que essa carcaça está submetida à pressão de 15,5 MPa e que a mesma deve ser confeccionada em aço inoxidável, usando a equação (4.1) a espessura encontrada é de 5,6 mm. Para efeito de projeto preliminar adotou-se o valor de 10 mm, pois diversos efeitos não foram considerados, entre eles os efeitos de corrosão e desgaste.

#### 4.3. DIMENSIONAMENTO DO ELEMENTO COMBUSTÍVEL

O Reator Nuclear a Leito Fluidizado deverá utilizar como elemento combustível, esferas de dióxido de urânio com baixo percentual de enriquecimento em U-235 e revestidas de zircaloy. O diâmetro total da esfera de elemento combustível adotado foi de 8,0 mm, valor este escolhido por aproximar-se do diâmetro de uma barra de combustível de um reator tipo PWR. A espessura do revestimento dependerá de um estudo mais abrangente, envolvendo a pressão interna de gases no combustível, danos de irradiação no revestimento, colisões entre esferas, corrosão, etc., mas para orientação de projeto adota-se a espessura do revestimento como sendo de 0,5 mm e, no momento, despreza-se o "gap" existente entre o combustível e o revestimento, com isso o diâmetro da esfera de combustível é de 7,0 mm.

## CAPÍTULO 5

### HIDRÁULICA

#### 5.1. REGIMES DE FLUIDIZAÇÃO

Um leito fluidizado é aquele formado por partículas sólidas que entram em contato com uma coluna vertical de baixo para cima de fluxo de fluido. O leito se expande à medida que a velocidade do fluido aumenta, não ocorrendo nenhum escoamento total de partículas. A velocidade do fluido pode cobrir um grande intervalo, o limite inferior é aquele necessário para apenas sustentar as partículas, sendo que o limite superior é o máximo em que as partículas não são arrastadas para fora do leito. Para baixas velocidades ou fluxo de fluido, as partículas sólidas encontram-se empilhadas no fundo poroso da coluna vertical, formando o que se chama de leito fixo. À medida que aumenta a velocidade do fluido através do leito fixo é atingido o ponto no qual a força é suficiente para elevar as partículas e expandir o leito. Em um estado intermediário de velocidades, as partículas individuais não estão mais em contato contínuo, mas tem movimento livre dentro do leito, esse estado é chamado de fluidizado. Se a velocidade aumenta ainda mais, no limite a porosidade aproxima-se da unidade, as partículas estão suficientemente separadas para se comportarem como partículas isoladas. Se a força que atua de baixo para cima, sobre a partícula, for significativamente maior que o seu peso, a partícula pode ser arrastada

para fora do leito, ocorrendo o que se chama de transporte de partículas.

No estado intermediário de velocidades, que caracteriza o leito como fluidizado, se a velocidade aumenta acima da mínima necessária para produzir a fluidização, podem ocorrer dois fenômenos que definem os regimes de fluidização:

1- o leito continua a expandir-se progressiva e suavemente, de tal forma que a distância média entre as partículas torna-se cada vez maior; um leito com esse comportamento é denominado de particulado ou homogêneo,

2- o excesso de fluido passa através do leito na forma de bolhas de fluido e canais, provocando grandes instabilidades; um leito com esse comportamento é chamado de agregativo ou heterogêneo.

Em geral, o regime particulado ocorre mais facilmente em leitos sólido-líquido, enquanto que o agregativo ocorre em leitos sólido-gás. Mas comportamento particulado de sistemas sólido-gás, assim como comportamento agregativo de sistemas sólido-líquido já foram observados [57], pois dependem do número de Reynolds.

O regime de fluidização do leito é função das propriedades físicas das partículas e do fluido, bem como de outros fatores como a velocidade do fluido refrigerante e o tipo de distribuidor. A geometria do leito e o tipo de distribuidor afetam a qualidade de fluidização do regime agregati-



vo, podendo o mesmo apresentar pequenas bolhas de fluido (bubbling), grandes regiões de vazios e aglomerados (slugging) e até mesmo um jorro central (sponted flow) [40]. De um modo geral, um leito fluidizado com regime agregativo pode ser dividido em duas regiões: uma de alta densidade e outra de baixa densidade de partículas. No estudo da região de alta densidade costuma-se distinguir duas fases distintas: a de bolhas e a de emulsão. No regime agregativo, os sistemas sólido-líquido apresentam somente a região de alta densidade e ambas as fases.

As referências [17,57] apresentam modelos hidrodinâmicos para o tratamento das fases de fluidização, todos partindo das equações de balanço de quantidade de movimento e massa para o fluido e as partículas no leito fluidizado.

## 5.2. HIDRODINÂMICA PARA LEITO FLUIDIZADO

Um leito fluidizado real permanece confinado lateralmente por paredes rígidas, abaixo do mesmo existe um distribuidor de fluido e acima uma superfície livre. Esses contornos, juntamente com as propriedades físicas das partículas e do fluido, criam condições tais que o processo de fluidização apresenta um estado de movimento complexo. Devido a essa complexidade, no estudo desse processo supõe-se que o leito seja ideal, ou seja, que o leito consiste de uma suspensão completamente uniforme de partículas sólidas que são

mantidas por um fluxo de fluido de modo a equilibrar a força devida a aceleração da gravidade. Mesmo com a hipótese de suspensão uniforme, o problema é extremamente complexo e de difícil solução, pois o movimento de um sistema constituído por muitas partículas suspensas em um fluido é determinado pelo estado inicial do movimento, pelas condições de contorno, pelas equações de Navier-Stokes que devem ser satisfeitas em cada ponto do fluido, pelas correspondentes equações de continuidade e energia e ainda pelas equações de condução de calor. Dessa forma faz-se necessário o emprego de modelos que simplifiquem o conjunto de equações a serem utilizadas.

Para uma avaliação teórica da estabilidade do leito fluidizado, foi utilizado um modelo simplificado, unidimensional, proposto por Foscolo e Gibilaro [24]. Também foi feita uma avaliação da estabilidade do leito, tendo como base resultados experimentais realizados por Kelly [39], em leitos fluidizados formados por água e esferas de aço.

### 5.2.1. Modelo simplificado

O modelo hidrodinâmico de fluidização, adotado nesse trabalho para avaliação teórica da estabilidade do leito, conduz a um par de equações diferenciais parciais não-lineares, as quais são dependentes somente da velocidade da fase de partícula e da porosidade do leito. A linearização dessas equações recai na forma padrão proposta por Wallis [72] para representar uma grande classe de sistemas dinâmicos, permitindo determinar a condição limitante da estabilidade do leito.

Esse modelo simplificado considera um leito fluidizado unidimensional na condição de transiente, na qual as fases de fluido e de partícula variam com o tempo e com a distância ao longo da altura do leito, sendo que o conjunto de equações de movimento apresentam a seguinte forma [24]:

a) fase de fluido:

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\varepsilon \cdot v) = 0 \quad (5.1)$$

$$\varepsilon \cdot \rho_f \left[ \frac{\partial v}{\partial t} + v \cdot \frac{\partial v}{\partial z} \right] = - \varepsilon \cdot \rho_f \cdot g - F_i - \frac{\partial P_f}{\partial z} \quad (5.2)$$

b) fase de partícula:

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial z} [(1 - \varepsilon) u_p] = 0 \quad (5.3)$$

$$(1 - \varepsilon) \rho_p \left[ \frac{\partial u_p}{\partial t} + u_p \cdot \frac{\partial u_p}{\partial z} \right] = - (1 - \varepsilon) \rho_p \cdot g + F_i - \frac{\partial P_p}{\partial z} \quad (5.4)$$

onde:  $v$  = velocidade do fluido;

$\rho_f$  = densidade do fluido;

$F_i$  = força de interação entre o fluido e a partícula;

$u_p$  = velocidade da partícula e

$\rho_p$  = densidade da partícula.

As equações de movimento para as fases de fluido e partícula encontram-se acopladas através do termo que repre-

senta a força de interação  $F_i$ , o qual é uma função da porosidade  $\varepsilon$  e da velocidade relativa  $u_e$  entre o fluido e a partícula. Para desacoplar essas equações, combinou-se as equações da continuidade para ambas as fases, obtendo-se que a força de interação seja função somente da porosidade e da velocidade da partícula.

Para completar o fechamento das equações que dependem somente da fase de partícula, considera-se que o comportamento global dos processos de interação fluido-partícula é governado pelas forças que atuam em partículas individuais, que consistem basicamente em:

- força gravitacional,
- força de sustentação devido ao gradiente de pressão na suspensão e
- força de arraste, causada pela fricção do fluido.

Relacionando o gradiente de pressão com o gradiente da força líquida que atua na fase de partícula, o conjunto de equações para o leito fluidizado pode ser escrito como:

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} - (1 - \varepsilon) \frac{\partial u_p}{\partial z} + u_p \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} = 0 \quad (5.5)$$

$$(1 - \varepsilon) \rho_p \left[ \frac{\partial u_p}{\partial t} + u_p \cdot \frac{\partial u_p}{\partial z} \right] - F - u_e^2 \cdot \rho_p \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} = 0 \quad (5.6)$$

onde:  $F = (\rho_p - \rho_f) g \{ [(u_o - u_p)/v_t]^{4,8/n} \varepsilon^{-4,8-1} \cdot \varepsilon(1-\varepsilon)$

e



$$u_0 = [3,2.g.d.(1 - \varepsilon_0).(\rho_p - \rho_f)/\rho_p]^{0,5} \quad (5.7)$$

Essa formulação requer somente as propriedades do fluido e partículas, o expoente  $n$  de Richardson-Zaki [58] e a velocidade terminal da partícula, para a qual existem correlações bem determinadas, tais como as propostas por Kunii e Levenspiel [40], Davidson e Harrison [16] e Foscolo e Gibilaro [25].

Baseado nesse modelo simplificado das equações do movimento, obteve-se uma expressão que permite determinar as condições de estabilidade do leito fluidizado.

#### 5.2.1.1. Condições de estabilidade do leito fluidizado via modelo simplificado

De forma a obter-se uma equação para perturbações na porosidade do leito e, com isso, determinar a velocidade máxima com que pequenos distúrbios na porosidade podem propagar-se através do leito sem desenvolver ondas de choque, identificadas como zonas descontínuas livres de partículas, e serem acomodados de forma essencialmente homogênea, Foscolo e Gibilaro [24] fizeram uma análise linear em termos de pequenas perturbações na porosidade, em torno da condição estacionária.

Linearizando as equações da continuidade e do momento para a fase de partícula, juntamente com o termo que representa a força interativa, e combinando essas equações de forma a eliminar o termo que representa a velocidade das par-

tículas, obteve-se a seguinte expressão para perturbações na porosidade do leito [24]:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon'}{\partial t^2} - u_e^2 \frac{\partial^2 \varepsilon'}{\partial z^2} + B. \left[ \frac{\partial \varepsilon'}{\partial t} + u_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon'}{\partial z} \right] = 0 \quad (5.8)$$

Essa equação está na forma mostrada por Wallis [72] para descrever uma grande classe de sistemas dinâmicos, e para o qual a condição limite de estabilidade é simplesmente  $u_e = u_\varepsilon$ .

O termo  $u_e$  representa a velocidade de uma onda elástica, indicando a velocidade máxima que pequenas perturbações na porosidade podem propagar-se através do leito sem provocar zonas descontínuas, completamente vazias de partículas, e identificadas como bolhas.

O termo  $u_\varepsilon$  representa a velocidade de propagação da porosidade, ou seja, do vazio de partículas que surge quando um leito homogêneo é submetido a uma mudança repentina na velocidade de fluidização, sendo dada por:

$$u_\varepsilon = n \cdot v_t (1-\varepsilon) \varepsilon^{n-1} \quad (5.9)$$

A relação entre esses dois termos que representam velocidades, determinam a condição de estabilidade do leito, definido os regimes de fluidização. Para velocidades de propagação da porosidade menor que a velocidade da onda elástica ( $u_\varepsilon < u_e$ ), as perturbações serão acomodadas de uma forma essencialmente homogênea e o leito apresenta comportamento par-

ticulado e, se  $u_c > u_e$  as perturbações não mais serão acomodadas homogeneamente, ocorrendo a formação de bolhas e o leito apresentará comportamento agregativo.

De acordo com o modelo descrito, a estabilidade de um leito fluidizado é completamente determinada pela velocidade da onda elástica e pela velocidade de propagação da porosidade, não dependendo de parâmetros importantes como a geometria do leito e o tipo de distribuidor. Esse modelo estabelece que o comportamento particulado ocorre preferencialmente para partículas de pequeno diâmetro e baixa densidade. A validade desse critério de estabilidade foi mostrada por Gibilaro, Hossain e Foscolo [28], que compararam resultados previstos pelo modelo com dados experimentais, obtendo boa concordância.

Esse modelo teórico foi usado para determinar as condições de estabilidade do RNLF, e os resultados encontram-se a seguir, juntamente com um estudo experimental da estabilidade realizado por Kelly [39].

#### 5.2.2. Estudo experimental hidráulico de um reator a leito fluidizado segundo Kelly [39]

De acordo com Richardson [57] o distribuidor de fluido, localizado na base do leito, pode exercer forte influência na estrutura do leito como um todo. Dessa forma é de se esperar que o tipo de distribuidor, bem como parâmetros geométricos do sistema, tenham influência no critério de estabi-

lidade do leito fluidizado. Como em um modelo esses parâmetros são difíceis de serem previstos, procurou-se na literatura estudos experimentais realizados em leitos fluidizados, onde fossem investigados parâmetros que tornam um leito homogêneo.

Foi desenvolvido por Kelly [39] um dos poucos estudos experimentais na hidráulica de reatores a leito fluidizados. O trabalho experimental foi realizado devido à necessidade de encontrar dados para leitos fluidizados formados por partículas sólidas de alta densidade, de grande tamanho e de sistemas sólido-água, bem como estudar a homogeneidade desses sistemas. Os experimentos foram realizados em tubos de fluidização de 6 e 9 polegadas de diâmetro, os elementos combustíveis foram simulados por esferas de aço com diâmetro de  $3/8$  e  $3/4$  de polegadas, dimensões estas que se aproximam das condições do Reator Nuclear a Leito Fluidizado aqui estudado e, na entrada do tubo de fluidização foram usados três diferentes tipos de distribuidor de fluxo de refrigerante.

O estudo realizado por Kelly teve como variáveis o tipo de distribuidor, o diâmetro das esferas e a altura do leito fixo, concluindo-se que a homogeneidade do leito foi primariamente influenciada pela distribuição de fluxo na entrada do leito e pela profundidade do leito estático. Concluiu-se também que a fluidização homogênea ou particulada ocorre com um distribuidor no formato cônico na entrada do leito e com a profundidade do leito estático igual ao diâmetro do leito.

Os resultados desse estudo indicam que a fluidização



uniforme ou particulada pode ocorrer mesmo para leitos formados por partículas de alta densidade e grande diâmetro, desde que seja adequado o tipo de distribuidor e os parâmetros geométricos do leito.

### 5.3. ESTUDO DA ESTABILIDADE HIDRÁULICA DO REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO

#### 5.3.1. Estabilidade baseada no modelo simplificado

A linearização do modelo simplificado, também chamado modelo de leito de partículas, conduz a um critério de estabilidade para leitos fluidizados.

O critério de estabilidade ( $u_e = u_c$ ) pode ser expresso em uma forma adimensional, para isso define-se a função  $F_u$  como:

$$F_u = (u_e - u_c) / u_e.$$

Substituindo as expressões de  $u_e$  e  $u_c$  a função  $F_u$  resulta como:

$$F_u = 1 - \frac{n \cdot v_t (1 - \varepsilon) \varepsilon^{n-1}}{[3,2 \cdot g \cdot d (1 - \varepsilon) (\rho_p - \rho_f) / \rho_p]^{0,5}} \quad (5.10)$$

Para um dado leito fluidizado, para o qual são espe-

cificados as propriedades do fluido e da partícula, a função  $F_u$  pode ser estimada em função da porosidade, de tal forma que valores positivos de  $F_u$  representem um leito com comportamento particulado, valores negativos representem um leito agregado e o valor nulo representa a porosidade de transição entre os regimes de fluidização. Para que a função  $F_u$  seja efetivamente utilizada é necessário obter-se uma expressão para a velocidade terminal da partícula, e com isso calcular o termo  $u_g$  e o valor do expoente  $n$ . O procedimento adotado para determinação dessas grandezas foi calcular inicialmente o número de Galileu, definido como [57]:

$$Ga = \rho_f (\rho_p - \rho_f) d^3 \cdot g / \mu^2,$$

onde  $\rho_f$  = densidade do fluido,

$\rho_p$  = densidade da partícula,

$d$  = diâmetro da partícula,

$g$  = aceleração gravitacional e

$\mu$  = viscosidade;

e o número de Reynolds terminal, através da equação [57]

$$Ga = 18 \cdot Re_t + 2,7 \cdot Re_t^{1,687}. \quad (5.11)$$

A velocidade terminal é calculada a partir do número de Reynolds terminal

$$Re_t = \rho_f \cdot v_t \cdot d / \mu \quad (5.12)$$

e o expoente  $n$  de Richardson e Zaki é igual a 2,4 para

$Re_t > 500$  [57].

As figuras 5.1 e 5.2, obtidas com o modelo teórico de estabilidade do leito, mostram a influência do diâmetro da partícula na qualidade de fluidização de esferas de dióxido de urânio, fluidizadas por água nas temperaturas de 25°C e 308°C, respectivamente. Estas temperaturas correspondem ao reator frio e em operação, respectivamente. As figuras mostram dois diâmetros críticos, o primeiro corresponde ao ponto onde o mínimo  $F_u$  justamente toca a abscissa, e representa o maior diâmetro de partícula para a qual o leito se mantém homogêneo ou particulado em todos os intervalos de porosidades. O segundo diâmetro crítico corresponde a curva que corta a abscissa do leito fixo na porosidade de leito colapsado ( $\varepsilon=0,4$ ), partículas maiores que esse valor crítico tornam o leito não-homogêneo ou agregativo, com a formação de bolhas em todos os intervalos de porosidades maiores do que a de leito fixo, com a ressalva que para altas porosidades ( $\varepsilon>0,9$ ) o leito retorna a condição particulada.

A temperatura apresenta maior influência sobre as propriedades do fluido e, como consequência, afeta o número de Reynolds terminal, as relações de Richardson e Zaki [57] e os valores do número de Galileu. Isso faz com que o efeito do aumento da temperatura seja no sentido de desestabilizar o leito, fazendo com que, para manter o comportamento particulado do leito fluidizado, a partícula deva possuir um diâmetro menor do que o determinado na condição de temperatura ambiente.

Analisando-se a figura 5.1, para um sistema fluidiza

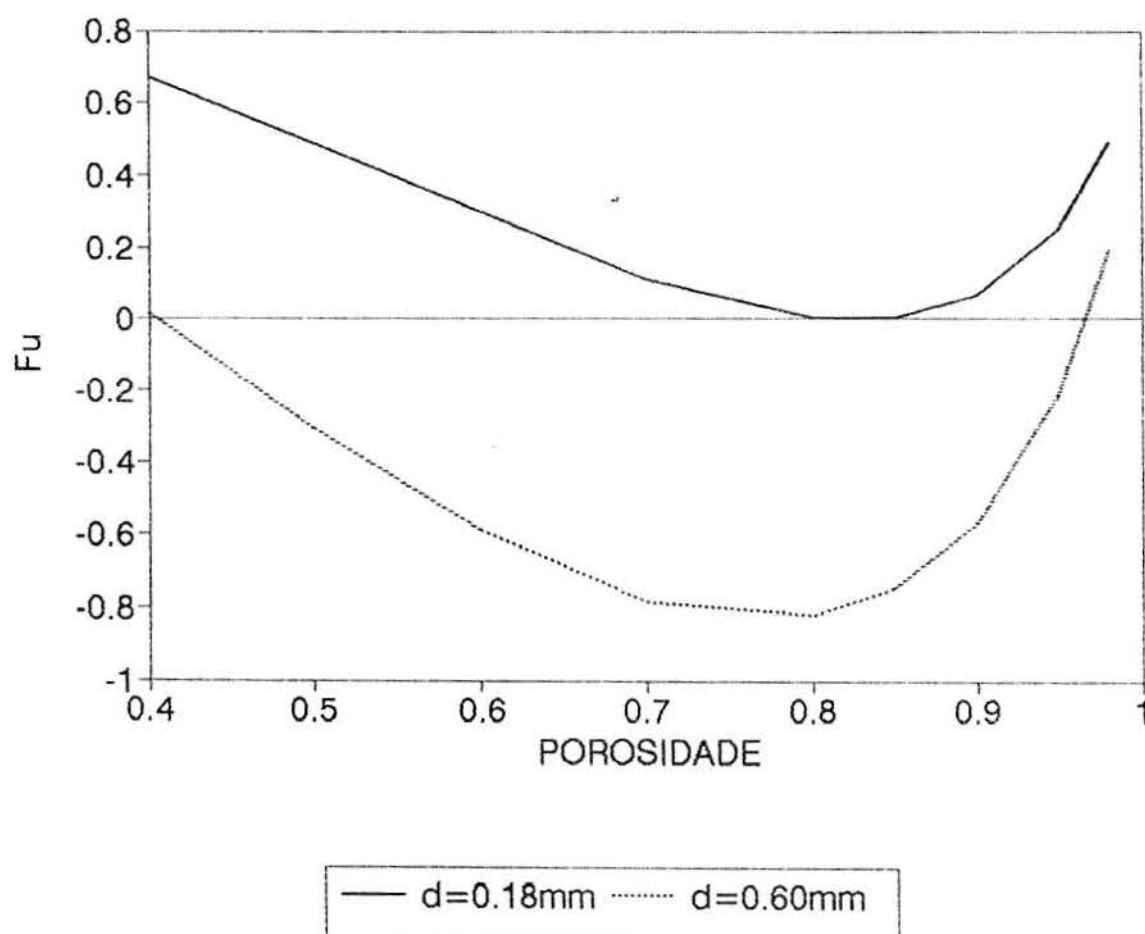


Figura 5.1- Curvas de estabilidade de um leito de esferas de  $\text{UO}_2$  fluidizadas por água na temperatura de  $25^\circ\text{C}$ .



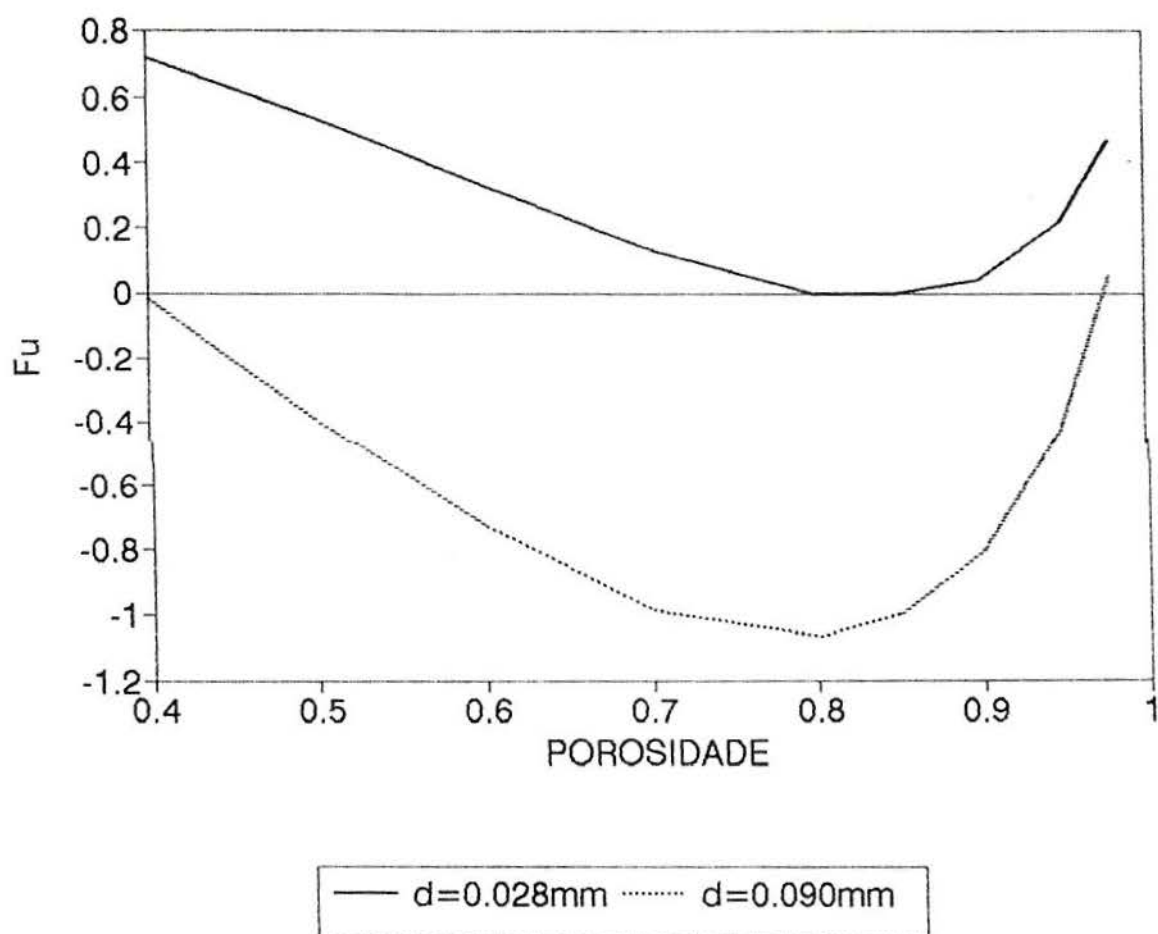


Figura 5.2- Curvas de estabilidade de um leito de esferas de  $\text{UO}_2$  fluidizadas por água na temperatura de  $308^\circ\text{C}$ .

do por água a 25°C e densidade de partícula de 10,5 g/cm<sup>3</sup>, conclui-se que, para que o leito possa ser homogêneo para todas as porosidades importantes, o diâmetro máximo da esfera de UO<sub>2</sub> deve ser de 180 µm. Esferas com diâmetros maiores do que 600 µm tornam o sistema agregado em porosidades maiores do que de leito fixo. Partículas com diâmetros compreendidos entre 180 e 600 µm fazem com que o sistema tenha ambos os comportamentos, dependendo da porosidade do leito.

Analisando-se a figura 5.2, para um sistema fluidizado por água a 308°C e densidade de partícula de 10,5 g/cm<sup>3</sup>, conclui-se que, para o sistema ser homogêneo em todas as porosidades, o diâmetro máximo de partícula deve ser de 28 µm. Esferas com diâmetros maiores do que 90 µm tornam o sistema agregado em porosidades superiores a de leito fixo. Partículas com diâmetros compreendidos entre 28 e 90 µm fazem com que o sistema tenha ambos os comportamentos, dependendo da porosidade do leito.

Considerando as dimensões dos elementos combustíveis do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, o modelo simplificado de estabilidade do leito foi usado para construir a curva da figura 5.3. Os resultados apresentados nessa figura sugerem que um sistema fluidizado por água na temperatura de operação de 308°C, tendo como partículas esferas de UO<sub>2</sub> de 8 mm de diâmetro, não deverá apresentar comportamento uniforme em todo intervalo operacional de porosidades. O comportamento homogêneo somente pode ocorrer para porosidades próximas a unitária e em porosidades nas quais o leito ainda permanece fixo.

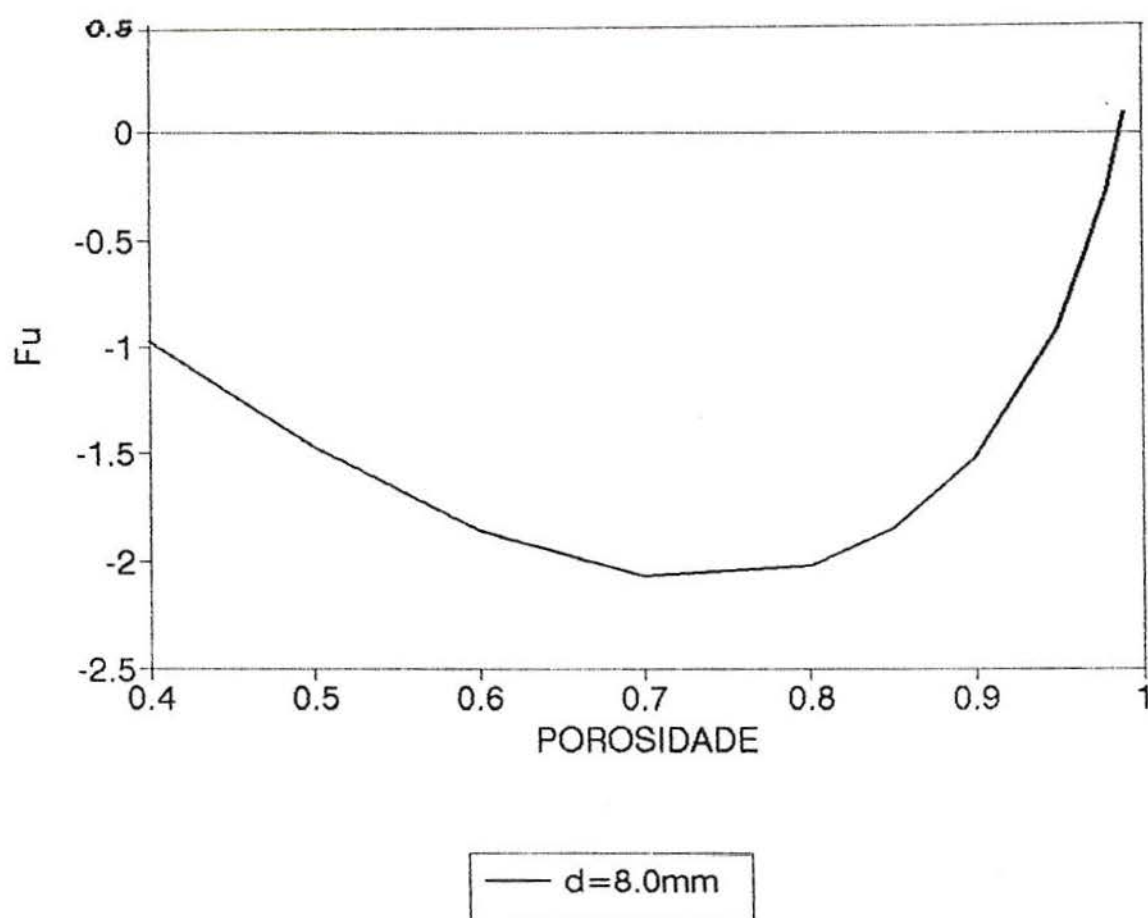


Figura 5.3- Curva de estabilidade de um leito de esferas de  $\text{UO}_2$  de 0,8cm de diâmetro fluidizadas por água na temperatura de 308°C.

### 5.3.2. Estabilidade baseada no estudo experimental hidráulico de Kelly

O estudo realizado por Kelly [39] mostrou que é possível fluidizar esferas com densidade da ordem de  $7,9 \text{ g/cm}^3$  e diâmetros de 9,5 mm e 19,1 mm em água, em tubos de fluidização de diâmetros de 152,4 mm e 228,6 mm. A análise dos dados obtidos mostraram que certas variáveis do sistema afetam a homogeneidade do leito. Essas variáveis definem o regime de fluidização e, são o tipo de distribuidor de fluxo utilizado na entrada do leito e a relação entre a altura do leito fixo e o diâmetro do leito.

Observou-se que para a relação entre a altura do leito fixo pelo diâmetro da ordem de 0,5, ocorre a formação de canais preferenciais no leito. Para a relação entre a altura do leito fixo pelo diâmetro da ordem da unidade e o distribuidor na forma de esquicho cônico, o leito apresenta homogeneidade e, por outro lado, para distribuidor na forma de placa perfurada ocorre o "slugging" com a formação de "bolhas" e fluido no leito acompanhadas de alta turbulência. Para a relação entre a altura do leito fixo e o diâmetro da ordem de 1,5, mesmo usando um distribuidor na forma de esquicho cônico, o topo do leito apresenta a formação de "bolhas". Desse modo, para obter um leito homogêneo, caracterizado pela fluidização particulada, é necessário que o distribuidor seja o tipo cônico e que a altura do leito fixo seja aproximadamente igual ao diâmetro do leito.

Considerando que o Reator Nuclear a Leito Fluidizado apresenta tubo de fluidização de 250 mm, diâmetro de partícu-



la de 8,0 mm e densidade da partícula de 10,5 g/cm<sup>3</sup>, pode-se esperar que o leito não seja homogêneo pelo fato da altura fixa do reator ser da ordem de 2,8 vezes o diâmetro, mas as heterogeneidades podem ser reduzidas pelo fato do modelo de reator proposto apresentar distribuidor na forma cônica.

Como o Reator Nuclear a Leito Fluidizado opera entre as porosidade 0,70 e 0,80 espera-se o comportamento agregativo com a formação de "bolhas", que constituem-se em regiões do núcleo onde ocorre acúmulo de refrigerante e falta de combustível. Dessa forma, um estudo do comportamento de bolhas no leito fluidizado foi realizado.

#### 5.4. COMPORTAMENTO DE BOLHAS NO LEITO FLUIDIZADO

Quando um leito fluidizado é submetido a uma mudança na velocidade de fluidização, o ajuste para a nova condição de porosidade tem início no distribuidor e propaga-se para cima através do leito como uma frente de onda que perturba o sistema. Essa perturbação pode satisfazer o critério de estabilidade de Wallis ( $u_e = u_c$ ), e a nova condição de porosidade é perfeitamente acomodada, permanecendo o leito homogêneo. Se a velocidade de propagação da porosidade for maior do que a velocidade da onda elástica, tem início o comportamento agregativo do leito, que é caracterizado pela presença de regiões de fluido livres de partículas, as chamadas "bolhas". Desse modo, uma "bolha" em um leito fluidizado é uma região essen-

cialmente livre de partículas que surge no distribuidor e propaga-se através do leito, podendo colapsar, desaparecendo, ou coalescer juntamente com outras bolhas, formando o chamado fluxo em pistão ou "slug flow".

Nessa seção será feito um estudo do comportamento de bolhas no leito, para determinar parâmetros que possibilitem estimar o grau de heterogeneidades que possam surgir no leito fluidizado, uma vez que a presença de bolhas acarreta um desvio da condição de homogeneidade do leito.

O problema do movimento de bolhas no interior de leitos fluidizados é muito complexo, os modelos propostos na literatura [16,36,40] dependem de simplificações drásticas das equações do movimento. Basicamente todos os modelos partem da hipótese que existe um estado de movimento do sistema fluidizado no qual uma região completamente livre de partículas e separada do restante do leito por uma interface, permanece constante em tamanho e forma enquanto que, com velocidade constante, se desloca através do leito que permanece uniformemente fluidizado a uma grande distância acima da bolha [36,37].

O trabalho pioneiro na análise do movimento de bolhas em leitos fluidizados foi desenvolvido por Davidson e Harrison [16] que, além das hipóteses acima mencionadas, considerou a bolha na forma esférica em um leito tri-dimensional e os pontos exteriores à bolha se comportavam como um fluido incompressível com densidade dada por  $\rho_s \cdot (1 - \varepsilon_{mf})$  onde  $\varepsilon_{mf}$  é a porosidade mínima de fluidização.

Com essas hipóteses o conjunto de equações de movi-

mento foi resolvido, obtendo-se que a velocidade de uma única bolha no leito é dada por:

$$u_{b\infty} = 2.(g.r_b)^{0,5}/3 \quad (5.13)$$

onde:  $u_{b\infty}$  = velocidade de uma única bolha no leito;

$g$  = aceleração da gravidade e

$r_b$  = raio da bolha.

A equação (5.13) possui a mesma forma da seguinte correlação apresentada por Rowe [59] para a velocidade de bolha:

$$u_{b\infty} = (1,339.\varepsilon_{mf} + 0,309).(g.r_b)^{0,5}. \quad (5.14)$$

Observações experimentais mostram que a velocidade de uma bolha aumenta à medida que cresce a concentração de bolhas no leito. Davidson e Harrison [16] mostraram que a velocidade de uma bolha em um leito, no qual existe uma determinada concentração de bolhas, é dada por:

$$u_b = (v - v_{mf}) + u_{b\infty} \quad (5.15)$$

onde:  $u_b$  = velocidade de bolhas no leito;

$v_{mf}$  = velocidade mínima de fluidização e

$v$  = velocidade do fluido.

Baseado no modelo de Davidson e Harrison [16] e supondo que um leito fluidizado pode ser visto como consistindo

de duas regiões compostas por uma fase de bolhas (fluido) e outra de emulsão (mistura uniforme de fluido e partícula), Kunii e Levenspiel [40] obtiveram que a porosidade média do leito ( $\varepsilon_f$ ) está relacionada com a porosidade da fase de bolhas ( $\varepsilon_b$ ) e emulsão ( $\varepsilon_e$ ) por:

$$\varepsilon_f = \delta \cdot \varepsilon_b + (1-\delta)\varepsilon_e \quad (5.16)$$

sendo  $\delta$  a fração de volume ocupado pelas bolhas no leito. Considerando que a fase de emulsão encontra-se na porosidade de fluidização incipiente ( $\varepsilon_e = \varepsilon_{mf}$ ) e a porosidade da fase de bolhas é igual a unidade ( $\varepsilon_b = 1$ ), então  $\delta$  representa a condição máxima de heterogeneidades no leito, sendo dada por:

$$\delta_{max} = (H - H_{mf})/H = (v - v_{mf})/u_b \quad (5.17)$$

onde:  $H$  = altura do leito e

$H_{mf}$  = altura na condição de mínima fluidização.

De acordo com esse mesmo modelo, a frequência ( $f$ ) do surgimento de bolhas no leito fluidizado é obtida através das relações:

- para  $v/v_{mf} > 2$  e  $u_b/v_{mf} > 4$

$$f = 3 \cdot u_b (v - v_{mf}) / 2 \cdot d_b (u_b - v_{mf}) \quad (5.18)$$

- para  $v/v_{mf} < 2$  e  $u_b/v_{mf} < 4$

$$f = 3 \cdot u_b (v - v_{mf}) / 2 \cdot d_b (u_b + 2 \cdot v_{mf}) \quad (5.19)$$



As expressões aqui apresentadas, juntamente com a relação entre porosidade, altura e velocidade de expansão do leito (que serão discutidas na próxima seção), foram utilizadas para determinar os parâmetros físicos das bolhas presentes no Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

A partir da relação entre porosidade e altura do leito  $e$ , conhecendo a altura na condição de leito fixo (altura de mínima fluidização), determina-se o grau máximo de heterogeneidades através do parâmetro  $\delta$ . Obtido esse parâmetro, determina-se a velocidade de propagação e o tamanho dessas heterogeneidades no leito uniforme. Conhecendo o volume do leito em cada porosidade, determina-se o excesso de fluido em relação à condição de mínima fluidização e com isso estima-se o número de bolhas presentes no RNLF em cada porosidade.

A tabela 5.1 fornece os parâmetros dos graus máximos de heterogeneidades presentes no leito fluidizado, em função da porosidade em que o leito se encontra.

Tabela 5.1. Parâmetros físicos das heterogeneidades do RNLF, em função da porosidade.

$\varepsilon$	$\delta(\%)$	$u_b(\text{cm/s})$	$u_b\alpha(\text{cm/s})$	$r_b(\text{cm})$	$C(\text{bolhas}/\ell)$
0,40	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
0,50	16,7	74,4	62,0	5,5	0,22
0,60	33,3	91,5	61,0	5,4	0,31
0,70	50,0	107,0	53,5	4,1	1,70
0,80	66,7	122,2	40,7	2,4	11,66
0,90	83,3	137,9	23,0	0,8	453,20

Analisando a tabela 5.1 conclui-se que, o grau de heterogeneidades no leito é inversamente proporcional à po-

rosidade e que no intervalo de porosidades compreendido entre  $0,50 < \varepsilon < 0,60$  encontram-se as bolhas de máximo diâmetro, ou seja, heterogeneidades esféricas de maior tamanho, ocupando de 16,7% a 33,3% do leito. No intervalo operacional de porosidades do RNLf, compreendido entre 0,70 e 0,80, o diâmetro máximo das heterogeneidades presentes no núcleo é de 8,2cm, podendo estas ocuparem até 67% do volume do núcleo, deslocando-se com velocidades que podem chegar a 122;2cm/s.

Os resultados aqui apresentados da análise do comportamento da estabilidade hidrodinâmica do Reator Nuclear a Leito Fluidizado indicam que o leito pode apresentar comportamento particulado ou agregativo, dependendo da porosidade em que estiver operando. No comportamento agregativo, um máximo de 67% do leito é formado por bolhas de fluido refrigerante que constituem-se nas heterogeneidades do leito e são intrínsecas do fenômeno de fluidização. Para simular um comportamento mais realístico e determinar com maior exatidão a porosidade crítica de estabilidade e o comportamento de bolhas no leito, um modelo hidrodinâmico tridimensional deve ser feito e medidas experimentais devem ser realizadas para verificar a validade do modelo e, caso necessário, acrescentar fatores de correção obtidos experimentalmente.

Neste trabalho o leito fluidizado será tratado, na sua condição ideal, como particulado. O comportamento agregativo será tratado em trabalhos futuros. Dessa forma, diversas correlações para leito particulado foram estudadas, visando a utilização dessas para obter informações básicas sobre a hidrodinâmica do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

## 5.5. CORRELAÇÕES PARA LEITO PARTICULADO

Como primeira aproximação para o comportamento hidrodinâmico do Reator Nuclear a Leito Fluidizado considera-se o leito como particulado, que é uma característica da grande maioria dos sistemas sólido-líquido e, mesmo que o leito apresente comportamento agregativo, a característica particulada ocorre no intervalo entre a porosidade mínima de fluidização e a porosidade mínima em que começam a surgir "bolhas" no sistema.

Para a análise hidrodinâmica de leitos fluidizados no regime particulado a literatura baseia-se fundamentalmente em correlações obtidas em diversas condições experimentais, tendo como variáveis os parâmetros físicos do fluido e da partícula. Nessa seção, serão apresentadas as correlações que regem a hidrodinâmica de sistemas fluidizados em regime particulado, e que foram obtidas em condições experimentais que se aproximem das condições do Reator Nuclear a Leito Fluidizado. O emprego dessas correlações fornecem informações preliminares da estrutura hidrodinâmica do reator em estudo.

### 5.5.1. Velocidade mínima de fluidização

A velocidade mínima de fluidização representa a velocidade de transição entre o estado de leito fixo e fluidizado, ou seja, representa a velocidade que tem início a fluidização. As correlações propostas por diversos autores [27, 40, 57, 73] mostram que essa velocidade é função das dimensões e



densidade das partículas, viscosidade e densidade do fluido e da porosidade mínima de fluidização.

A velocidade mínima de fluidização para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi determinada a partir das correlações de Kunii e Levenspiel [40], Richardson [57], Gayen e Sarma [27] e Yang et alli [73] obtendo-se que a diferença máxima relativa para o valor da velocidade é de 0,2%. Como as correlações fornecem valores muito próximos, foi escolhida a correlação proposta por Richardson por ser a mais usual e simples de trabalhar. Dessa forma, a velocidade mínima de fluidização para o reator em estudo é calculada a partir da seguinte correlação:

$$v_{mf} = 25,7 \cdot [(1 + 5,53 \cdot 10^{-5} Ga)^{0,5} - 1] \cdot \mu / (d \cdot \rho_f) \quad (5.20)$$

onde  $v_{mf}$  = velocidade mínima de fluidização e

Ga = número de Galileu.

A tabela 5.2 fornece os valores da velocidade mínima de fluidização para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando o fluido refrigerante nas temperaturas de 25°C e 308°C, que correspondem ao reator frio e na temperatura operacional, respectivamente.

### 5.5.2. Velocidade máxima de fluidização

A velocidade máxima de fluidização ou velocidade terminal representa a velocidade onde inicia o arraste dos elementos combustíveis pelo fluido refrigerante. Quando o



sistema atinge essa velocidade a porosidade do leito se aproxima da unidade.

A velocidade máxima de fluidização para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi determinada a partir das correlações de Kunii e Levenspiel [40], Davidson e Harrison [16] e Foscolo e Gibilaro [25], obtendo-se que a diferença máxima relativa para o valor dessa velocidade é de 3,7%. Como as correlações fornecem valores próximos um do outro, foi escolhida a correlação de Davidson e Harrison por ser mais usual e simples de trabalhar. Desse modo, para o reator em estudo a velocidade máxima de fluidização é calculada a partir da seguinte correlação:

$$v_t = \mu \cdot (3 \cdot Ga)^{0,5} / (\rho_f \cdot d) \quad (5.21)$$

Os valores da velocidade máxima de fluidização, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, encontram-se na tabela 5.2 considerando o fluido refrigerante nas temperaturas de 25°C e 308°C.

Tabela 5.2. Velocidades mínima e máxima de fluidização para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando o fluido refrigerante nas temperaturas de 25°C e 308°C.

T(°C)	$v_{mf}$ (cm/s)	$v_t$ (cm/s)
25	16,17	149,15
308	19,96	181,32

### 5.5.3. Velocidade do fluido refrigerante em função da porosidade

No processo de fluidização o acréscimo na velocidade do fluido refrigerante acima da velocidade mínima de fluidização resulta em um contínuo aumento na distância entre as partículas, aumentando a altura e expandindo o leito. O parâmetro fundamental que caracteriza essa expansão é a porosidade, sendo esta função da velocidade do fluido refrigerante e das propriedades do fluido e das partículas.

As propriedades de fluidização de leitos formados por água e esferas de diâmetro uniforme foram extensivamente estudadas [23,42,52,58], seguindo a evidência experimental diversos autores desenvolveram correlações que relacionam a velocidade do fluido refrigerante com a porosidade. Couderc [15] sumarizou diversas dessas correlações segundo seus autores e o intervalo experimental em que foram obtidas. Essas correlações foram analisadas visando sua utilização no estudo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, sendo as que mais se aproximam das condições experimentais do reator as de Lewis e Bowerman [42] e de Richardson e Zaki [57,58], Patwarden e Chi-Thien [52] e Felice et alli [23].

A velocidade do fluido refrigerante foi determinada, em função da porosidade, empregando as correlações dos autores citados acima, obtendo-se que a diferença máxima relativa para o valor da velocidade nas diversas porosidades é de 56%. Como essa diferença é muito grande, foi escolhida a equação de Richardson e Zaki, que fornece valores intermediários de velocidade quando comparadas com as outras correlações e é am

plamente empregada na literatura, sendo uma das equações mais usuais e clássicas. Dessa forma, a velocidade do fluido refrigerante e a porosidade do leito estão relacionadas através da seguinte expressão:

$$v = v_t \cdot \varepsilon^{2,4} \quad (5.22)$$

Na tabela 5.3 encontram-se os valores da velocidade do fluido refrigerante e a porosidade correspondente, considerando o fluido refrigerante nas temperaturas de 25°C e 308°C.

Tabela 5.3. Velocidade do fluido refrigerante em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando o fluido nas temperaturas de 25°C e 308°C.

$\varepsilon$	$v(\text{cm/s})$	
	25°C	308°C
0,50	28,26	34,35
0,60	43,77	53,21
0,70	63,37	77,03
0,80	87,31	106,14
0,90	115,83	140,81

#### 5.5.4. Perda de pressão no leito fluidizado

A perda de pressão no leito fluidizado foi obtida através da equação de Ergun [21]. A equação de Ergun é uma das mais amplamente empregadas no cálculo de perda de pressão em leitos fluidizados [40,57], sendo dada por:

$$\begin{aligned} \Delta P = & 150 \cdot H \cdot (1-\varepsilon)^2 \cdot \mu \cdot v / (\varepsilon^3 \cdot d^2) + \\ & + 1,75 \cdot H \cdot (1-\varepsilon) \cdot \rho_f \cdot v^2 / (\varepsilon^3 \cdot d) \end{aligned} \quad (5.23)$$

A perda de pressão no tubo de fluidização do Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi calculada, em função da porosidade do leito, e os valores obtidos encontram-se na tabela 5.4.

#### 5.5.5. Altura do núcleo do reator em função da porosidade

A altura do núcleo do reator é uma função direta da porosidade do leito, sendo dada pela seguinte relação:

$$H = H_0(1-\varepsilon_0)/(1-\varepsilon) \quad (5.24)$$

Desse modo, conhecida a altura e a porosidade de colapso, determina-se a altura do leito fluidizado em qualquer porosidade. A tabela 5.4 fornece os valores da altura do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado em diversas porosidades.

Tabela 5.4. Altura e queda de pressão no núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado em função da porosidade.

$\varepsilon$	H(cm)	$\Delta P$ (kPa)
0,40	70,0	40,3
0,50	84,0	60,9
0,60	105,0	84,5
0,70	140,0	111,8
0,80	210,0	141,4
0,90	420,0	173,2



### 5.5.6. Porosidade do leito em função da rotação da bomba hidráulica

A porosidade do leito é determinada pela velocidade do fluido refrigerante e, esta é controlada pelo número de rotação da bomba hidráulica. Desse modo, oscilações no número de rotações da bomba afetam diretamente a porosidade do núcleo do reator, implicando em alterações na reatividade do sistema. Dessa forma, para o estudo de cinética do reator, torna-se importante obter uma relação entre a porosidade e o número de rotações da bomba.

A vazão e o número de rotações da bomba estão relacionados através da equação:

$$Q_1/w_1 = Q/w \quad (5.25)$$

onde  $Q_1$  é a vazão na rotação  $w_1$  e  $Q$  a vazão na rotação  $w$ .

Como a vazão é o produto da área por onde passa o fluido refrigerante pela velocidade e, essa é dada pela correlação de Richardson e Zaki (equação 5.22), resulta que o número de rotações da bomba está relacionado com a porosidade através da seguinte expressão:

$$\varepsilon = \varepsilon_1 (w/w_1)^{0.294} \quad (5.26)$$

Conhecida a porosidade  $\varepsilon_1$  com seu respectivo número de rotações  $w_1$ , determina-se a porosidade  $\varepsilon$  em qualquer número de rotações  $w$ . A tabela 5.5 apresenta os valores da porosidade em função do número de rotações da bomba, considerando

que na porosidade  $\varepsilon_0 = 0,4$  o número de rotações seja  $w_0$ .

#### 5.5.7. Área de circulação de fluido refrigerante

O tubo de fluidização encontra-se recheado de elementos combustíveis esféricos que fluidizam pela passagem do fluido refrigerante. A fração de volume ocupado pelo fluido refrigerante é representada pela porosidade  $\varepsilon$  e consequentemente a fração de volume de elementos combustíveis por  $(1-\varepsilon)$ . Desse modo, a área de circulação de fluido refrigerante no tubo de fluidização é dada por:

$$A = \pi \cdot D_i^2 \cdot \varepsilon / 4 \quad (5.27)$$

logo, o fluxo mássico em função da porosidade é dado por:

$$G = \pi \cdot D_i^2 \cdot \rho_f \cdot v_t \cdot \varepsilon^{3,4} / 4 \quad (5.28)$$

A tabela 5.5 fornece os valores do fluxo mássico nas diversas porosidades para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Tabela 5.5. Fluxo mássico de refrigerante e número de rotações da bomba hidráulica em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, considerando que em  $\varepsilon_0=0,40$  o número de rotações seja  $w_0$ .

$\varepsilon$	$G(\text{kg/s})$	$w(\text{rpm})$
0,40	2,8	$w_0$
0,50	5,9	$2,14w_0$
0,60	11,0	$3,97w_0$
0,70	18,5	$6,70w_0$
0,80	29,2	$10,56w_0$
0,90	43,5	$15,76w_0$

#### 5.5.8. Efeito da temperatura nas correlações para leito particulado

Os maiores efeitos de temperatura nas correlações para leito particulado são sobre as propriedades físicas do fluido refrigerante. Essas propriedades são a viscosidade e a densidade do fluido que diminuem à medida que aumenta a temperatura do refrigerante. Dessa forma, o aumento na temperatura faz com que a velocidade mínima de fluidização, a velocidade terminal e a velocidade do fluido refrigerante nas diversas porosidades, também aumente.

Nesse capítulo foi realizado um estudo hidrodinâmico do Reator Nuclear a Leito Fluidizado. Do estudo de estabilidade hidráulica do leito fluidizado, pode-se concluir preliminarmente que, devido ao diâmetro e densidade do elemento combustível e a densidade do fluido refrigerante, o reator apresenta comportamento agregativo com a formação de hetero-

geneidades (bolhas) no leito. No intervalo operacional de porosidades, compreendido entre 0,70 e 0,80, o diâmetro máximo das "bolhas" presentes no núcleo é de 82 mm, podendo ocuparem até 67% do volume do núcleo. O estudo também mostrou que estas heterogeneidades podem ser reduzidas se o leito, que forma o núcleo do reator, operar em baixas porosidades e, pelo fato do modelo do reator utilizar um distribuidor na forma cônica na entrada do tubo de fluidização.

Tratando o leito fluidizado na sua condição ideal, como particulado, foram obtidos parâmetros físicos importantes, como: velocidade do fluido refrigerante, altura do núcleo e área de circulação do refrigerante, todos em função da porosidade do leito. Estes parâmetros serão utilizados nos estudos neutrônicos e térmicos que serão abordados nos capítulos seguintes.



## CAPÍTULO 6

### NEUTRÔNICA: ESTADO ESTACIONÁRIO

#### 6.1. MODELO DE CÉLULA UNITÁRIA

##### 6.1.1. Modelo para o núcleo do reator

Uma das características do conceito do Reator Nuclear a Leito Fluidizado é o fato do volume do núcleo variar com o tempo, devido à variação no volume de moderador, o que implica na variação da região de moderador na célula unitária e na fuga de neutrons do reator. Essa variação é tratada através da quantidade definida como porosidade, que representa a razão do volume de moderador pelo volume total do núcleo.

Para definir a célula unitária representativa do reator, usa-se o fato de que, em cada porosidade fixa o volume do núcleo permanece constante e, admite-se como hipótese que o núcleo tenha comportamento de um leito fluidizado ideal, em que o elemento combustível fluidiza uniformemente (leito particulado). Com essa hipótese pode-se considerar que a distância entre os centros de dois elementos combustíveis adjacentes permanece constante em cada porosidade. Dessa forma, pode-se definir a célula unitária representativa do sistema como consistindo de uma esfera de elemento combustível composto de  $UO_2$ , revestido de zircaloy e circundado pelo moderador.

Devido ao fato de que em cada porosidade o volume do núcleo permanece constante e a hipótese do núcleo apresentar comportamento de leito fluidizado ideal, é possível escolher

a célula unitária com volume de moderador e distância entre os centros das células adjacentes constantes em cada porosidade. Desse modo, pode-se relacionar o passo (pitch) e a região de moderador da célula com a porosidade do leito. Ocorrendo alterações no leito, de forma a passar para uma nova porosidade, o volume de moderador e o passo mudam em relação à porosidade anterior, mas nessa nova porosidade se mantém constantes. Dessa forma, pode-se definir a célula unitária para o núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado em cada porosidade, e com isso determinar as constantes nucleares.

O modelo de célula unitária do reator em estudo é formado pelas seguintes regiões:

- a-esfera de combustível- 100%  $\text{UO}_2$ ;
- b-revestimento- 100% zircaloy-2 e
- c-moderador- 100% água leve.

Na célula unitária as dimensões da esfera de combustível e do revestimento são constantes, mas a região de moderador varia de acordo com a porosidade, conforme apresentado na tabela 6.1.

Como a fração de volume de moderador varia na célula unitária, o mesmo ocorre com a fração de volume ocupado pela esfera de combustível e pelo revestimento, conforme mostrado na tabela 6.2.

Tabela 6.1. Dimensões da célula unitária, em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\varepsilon$	$r_{\text{comb}}$ (mm)	espessura de revestimento (mm)	vol. combustível por vol. moderador
0,40	3,5	0,5	1,500
0,50	3,5	0,5	1,000
0,60	3,5	0,5	0,667
0,70	3,5	0,5	0,429
0,80	3,5	0,5	0,250
0,90	3,5	0,5	0,111

Tabela 6.2. Frações de volume das regiões que formam a célula unitária do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\varepsilon$	combustível	revestimento	moderador
0,40	0,402	0,198	0,40
0,50	0,335	0,165	0,50
0,60	0,268	0,132	0,60
0,70	0,201	0,099	0,70
0,80	0,134	0,066	0,80
0,90	0,067	0,033	0,90

### 6.1.2. Modelo de equivalência neutrônica

A célula unitária representativa do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado consiste de uma célula esférica formada por um elemento combustível esférico, revestimento e moderador, diferindo geometricamente das células de reatores convencionais tipo PWR que possuem forma cilíndrica. Esse fato levou ao desenvolvimento de um modelo de equivalência neutrônica de uma célula esférica em cilíndrica [7,45,53,61],

de modo a viabilizar a utilização de códigos computacionais já existentes e que foram desenvolvidos para reatores convencionais nos cálculos neutrônicos do Reator Nuclear a Leito Fluidizado. Esse modelo de equivalência foi validado para os cálculos do fator de Dancoff [4,5] e do fator de multiplicação infinito [6,7] do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Esse modelo de equivalência neutrônica tem por base o fato de que a heterogeneidade geométrica do elemento combustível afeta fortemente a probabilidade de escape à ressonância, sendo esta dependente da integral de ressonância que, de acordo com a literatura [3,12,19] pode ser expressa através da seguinte correlação:

$$IR = A' + B'(S'/m)^{0,5} \quad (6.1)$$

onde IR= representa a integral de ressonância;

A' e B' são constantes;

S'= superfície do combustível e

m= massa do combustível.

O modelo consiste, portanto, em igualar a razão superfície/volume dos elementos combustíveis esféricos com os cilíndricos de um reator convencional, obtendo o raio do elemento combustível cilíndrico que neutronicamente é equivalente ao esférico. Dessa igualdade resulta,

$$R=2r'/3. \quad (6.2)$$

Com isso define-se a célula unitária equivalente que consiste de uma barra cilíndrica de  $UO_2$ , revestida por zircaloy e circundada pela região de moderador. A espessura do re-



vestimento da barra é obtida fazendo a igualdade entre as razões de volume de revestimento pelo volume do elemento combustível nas geometrias esférica e cilíndrica, resultando que a espessura do revestimento da barra cilíndrica equivalente é dada por [53]

$$c = 2[r'^3 - r(r'/r')^{0.5}] / 3. \quad (6.3)$$

Considerando que as barras de combustível estão dispostas em um arranjo quadrangular e, como em cada porosidade, a distância entre os centros das células adjacentes se mantém constante, então pode-se relacionar o passo com a porosidade, através da seguinte expressão:

$$p = R[\pi / (1 - \epsilon)]^{0.5}. \quad (6.4)$$

Desse modo, a célula unitária do reator em estudo, formada por elemento combustível esférico de raio  $r'$ , revestimento de espessura  $c' = r' - r$  e região de moderador representada por  $\epsilon$  é substituída por uma célula equivalente, formada por elemento combustível cilíndrico de raio  $R$ , pelo revestimento de espessura  $c$  disposta em um arranjo quadrangular com espaçamento  $p$ .

Para verificar a validade desse modelo de equivalência neutrônica, o mesmo foi aplicado na determinação do fator de Dancoff e no tratamento da integral de ressonância. O trabalho iniciou com um estudo dos diversos métodos empregados para calcular o fator de Dancoff para elementos combustí-

veis esféricos e cilíndricos [4,5], concluindo-se que os diversos modelos estudados calculam esse fator com uma diferença máxima de 11% em se tratando de elementos combustíveis esféricos e de 17% para cilíndricos tendo sido escolhido o modelo de Nir [49] como o que melhor representa os elementos esféricos. Como o código de célula Leopard [2] utiliza para calcular o fator de Dancoff o modelo proposto por Sauer [60] para elementos cilíndricos, foi aplicado o modelo de equivalência neutrônica nas equações de Sauer e os resultados foram comparados com os obtidos pelo modelo de Nir específico para esferas, obtendo-se uma diferença máxima relativa de 1,49%. O modelo de equivalência também foi aplicado nos resultados de Carlvik [11] para elementos cilíndricos, obtendo-se uma diferença máxima relativa de 2,36% quando comparado com os resultados de Nir para esferas. De acordo com o artigo de Carlvik [11], a diferença máxima entre os modelos de Sauer e de Carlvik para elementos combustíveis cilíndricos é de 3,25%, sendo essa maior do que a encontrada no caso da aplicação do método de equivalência neutrônica. Como o código Leopard utiliza o modelo de Sauer e o código DTF-IV [41] utiliza o modelo de Carlvik para calcular o fator de Dancoff para elementos cilíndricos e, considerando que ambos os modelos são adequados para projetos de reatores, o modelo de equivalência neutrônica calcula esse fator para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado com uma diferença máxima relativa menor do que a calculada para os reatores tipo PWR, validando dessa forma o modelo de equivalência para calcular o fator de Dancoff [5,6,7].

Para verificar o efeito do modelo de equivalência no tratamento da integral de ressonância, foi utilizado o código DTF-IV que possibilita calcular o coeficiente de multiplicação infinito para uma célula unitária esférica e cilíndrica equivalente. Os resultados obtidos mostram que o modelo de equivalência introduz uma diferença menor do que 0,03% nos cálculos do coeficiente de multiplicação infinito [6].

De modo a verificar a validade da utilização do código Leopard nos cálculos de célula do reator em estudo, foi feito um estudo comparativo dos valores do coeficiente de multiplicação infinito obtidos pelos códigos DTF-IV e Leopard, obtendo-se uma diferença máxima em torno de 2% para os valores desse coeficiente, diferença essa devido a métodos de cálculos espectrais distintos e não devido as aproximações introduzidas pelo modelo de equivalência neutrônica que pode chegar somente a 0,2% [6].

Desses resultados pode-se concluir que o modelo de equivalência neutrônica de um elemento combustível esférico em cilíndrico equivalente é adequado para realizar cálculos neutrônicos do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, podendo-se utilizar códigos computacionais desenvolvidos para reatores convencionais tipo PWR, com modificações adequadas nos dados de entrada, no estudo desse conceito de reator nuclear. A utilização desses códigos computacionais é possível pelo fato de que as equações da difusão, transporte de neutrons e cinética puntual se aplicam ao modelo de reator em estudo, conforme trabalhos de Vilhena [70] e Borges e Vilhena [7].

De modo a viabilizar a utilização do código Leopard,

assume-se que todo o reator é formado por um grande número de células dispostas em um arranjo quadrado, cada célula contém uma barra cilíndrica de combustível, um revestimento em torno da barra, uma região de moderador e uma região extra que leva em conta as partes do núcleo não representadas pela célula unitária. Desse modo, as regiões da célula unitária equivalente do reator em estudo são compostas de:

a-pastilha- 100%  $UO_2$

b-revestimento- 100% zircaloy

c-moderador- 100% água leve e

d-região extra- 75% zircaloy e 25% água leve.

Os percentuais de composição da região extra foram determinados a partir dos percentuais em volume ocupados pelo tubo de fluidização, carcaça hexagonal e pelo anel de água formado entre o tubo e a carcaça hexagonal, em cada módulo.

As dimensões da célula unitária cilíndrica equivalente para o reator em estudo são apresentadas na tabela 6.3.

Tabela 6.3. Dimensões da célula unitária cilíndrica equivalente para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\epsilon$	$R_{\text{pastilha}}$ (mm)	espessura do revestimento (mm)	passo (mm)
0,40	2,33	0,48	6,43
0,50	2,33	0,48	7,04
0,60	2,33	0,48	7,88
0,70	2,33	0,48	9,09
0,80	2,33	0,48	11,14
0,90	2,33	0,48	15,75



Os dados da tabela 6.3 serão utilizados nos cálculos de célula do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

## 6.2. CALCULOS DE CÉLULA

Para realizar os cálculos de célula do Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi utilizado o código Leopard e o modelo de equivalência neutrônica de um elemento combustível esférico em cilíndrico nos dados de entrada desse código. Os cálculos de célula foram realizados com o propósito de analisar a influência de diversos parâmetros de projeto na reatividade do sistema. A sensibilidade da reatividade foi analisada em função dos seguintes parâmetros: enriquecimento, espessura de revestimento, espessura do tubo de fluidização, diâmetro do elemento combustível, espessura da carcaça hexagonal e altura de colapso do reator.

### 6.2.1. Sensibilidade da reatividade

#### 6.2.1.1. Enriquecimento

Para o estudo da sensibilidade da reatividade em função do enriquecimento, variou-se o valor do mesmo na célula unitária de 1,9% a 2,5%, para o núcleo na condição de leito fixo. Os valores obtidos encontram-se representados na curva da figura 6.1, onde se verifica que a reatividade irá variar de -8,93% a -2,43% para as taxas de enriquecimentos estudadas.

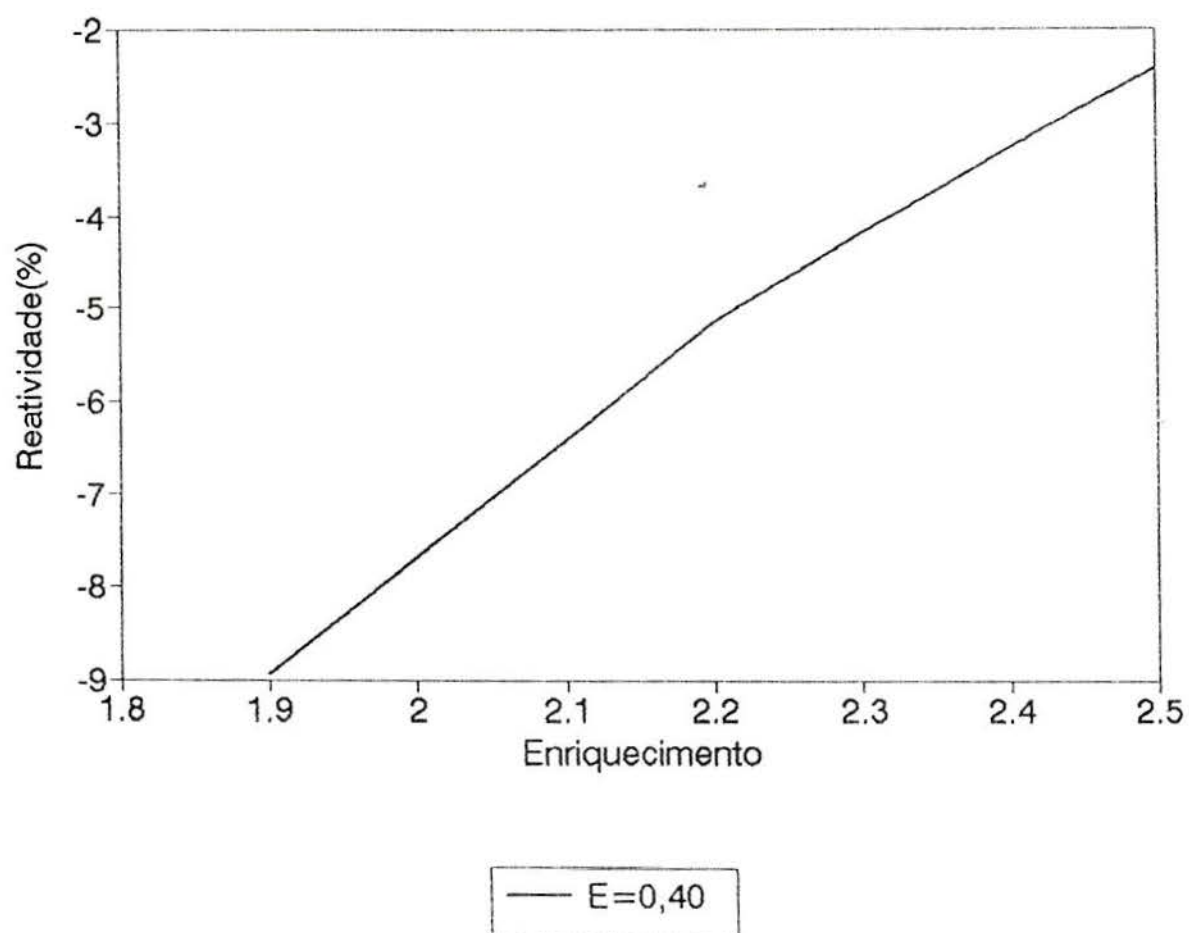


Figura 5.1- Curva da reatividade em função do enriquecimento para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0,40.

De forma a garantir que na condição de núcleo colapsado o reator não atinja a auto-criticalidade, foi requerido que nessa condição a reatividade do sistema fosse menor do -5%. De acordo com a figura 6.1, para que essa condição seja satisfeita o enriquecimento deve ser no máximo igual a 2,2%, escolhendo-se esse valor como o enriquecimento padrão do reator.

Para verificar o efeito do enriquecimento na criticidade do núcleo, escolheu-se o enriquecimento padrão e enriquecimentos de 0,3% acima e abaixo desse valor, ou seja, 1,9% e 2,5% que correspondem a 13,64% em relação ao padrão. Para esses valores de enriquecimento determinou-se a reatividade em toda a faixa de porosidades do leito e os resultados obtidos encontram-se representados na figura 6.2. Analisando os dados dessa figura, de um modo geral, podemos estimar que para cada decréscimo de 1% abaixo do valor do enriquecimento padrão corresponde um decréscimo, em média, de -0,40% na reatividade e, para cada aumento de 1% acima do valor do enriquecimento padrão corresponde um acréscimo, em média, de 0,28% na reatividade do sistema.

Uma análise preliminar dos resultados apresentados na figura 6.2 indicam que o máximo de reatividade ocorre para porosidades do leito entre 0,70 e 0,80 no intervalo de enriquecimento analisado (entre 1,9% e 2,5%) e que o enriquecimento de 2,2% proporciona uma reserva de reatividade de aproximadamente 13% para a operação do reator.

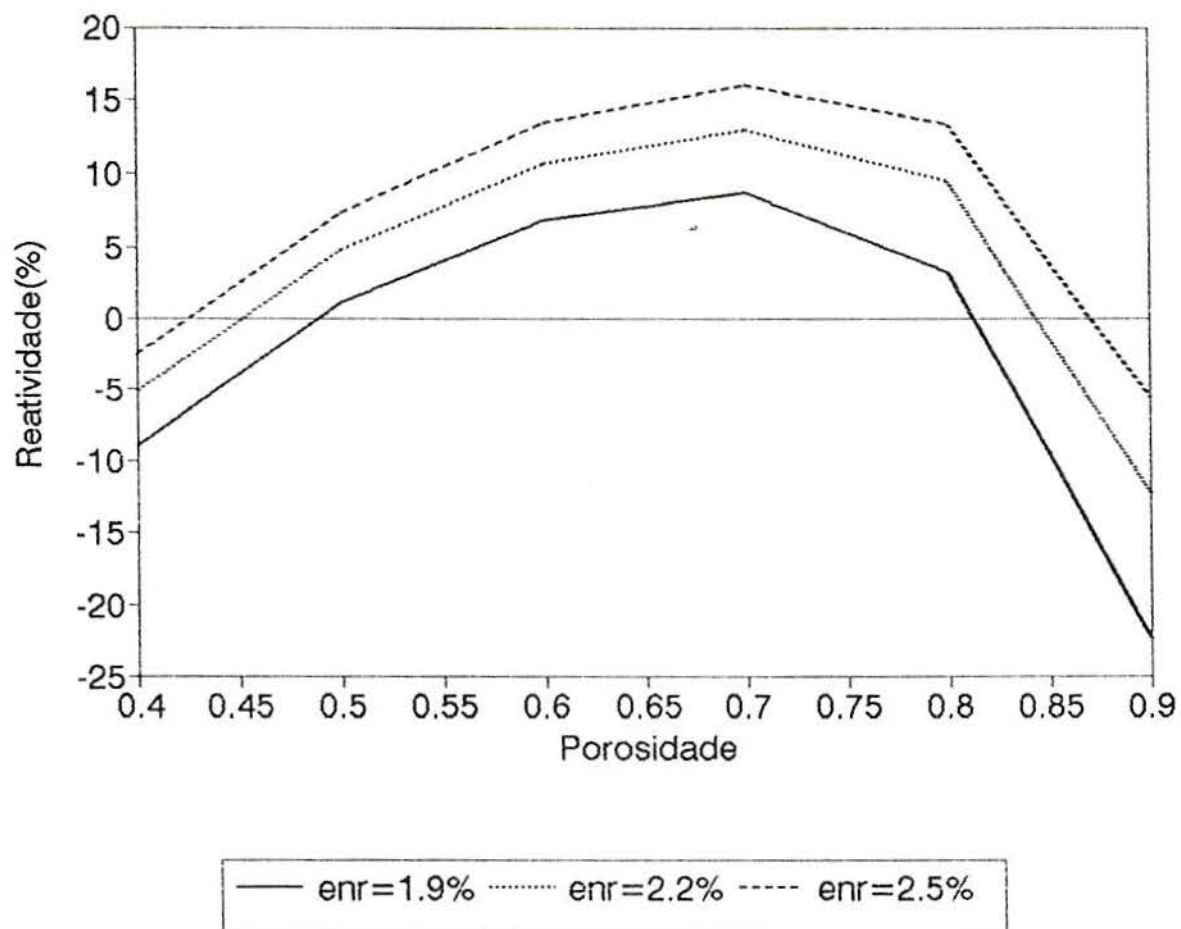


Figura 6.2- Curvas da reatividade em função da porosidade, para enriquecimentos de 1.9%, 2.2% e 2,5% para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.



#### 6.2.1.2. Diâmetro do elemento combustível

O estudo da sensibilidade da reatividade em função do diâmetro do elemento combustível, foi feito mantendo-se todos os parâmetros da célula unitária constantes, exceto o diâmetro da esfera de combustível, cuja influência foi estudada variando-se o seu valor de 0,8cm a 1,6cm. Os cálculos foram realizados para acréscimos de 25%, 75% e 100% em relação ao diâmetro padrão de 0,8cm, em todo intervalo de porosidades estudados no capítulo anterior.

As figuras 6.3 e 6.4 representam a variação de reatividade em função da variação no diâmetro do elemento combustível nas diversas porosidades. Analisando as curvas dessas figuras pode-se verificar que, na faixa de porosidades entre os valores  $0,5 < \epsilon < 0,8$ , um aumento de 25% no diâmetro do elemento combustível produz um acréscimo médio de 1,4% na reatividade, um aumento de 75% no diâmetro produz um acréscimo médio na reatividade de 2,9% e a reatividade sofre um acréscimo médio de 3,3% para um aumento de 100% no diâmetro do elemento combustível. Esse acréscimo na reatividade é semelhante ao que acontece em reatores convencionais, pois o aumento nas dimensões do elemento combustível ocasiona um acréscimo na razão massa de combustível por massa de revestimento no núcleo do reator, produzindo o aumento na reatividade.

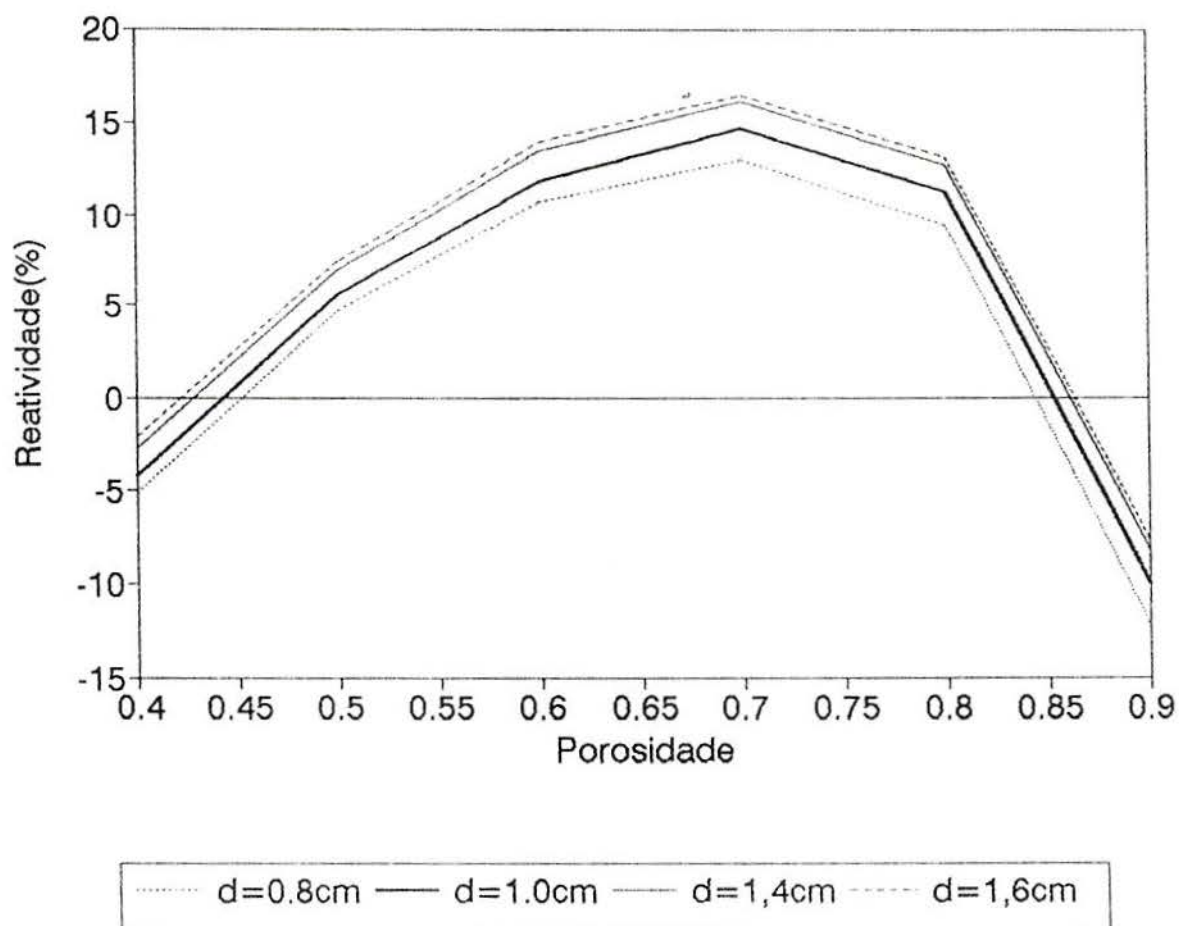


Figura 6.3- Curvas da reatividade em função da porosidade, para diversos diâmetros de combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

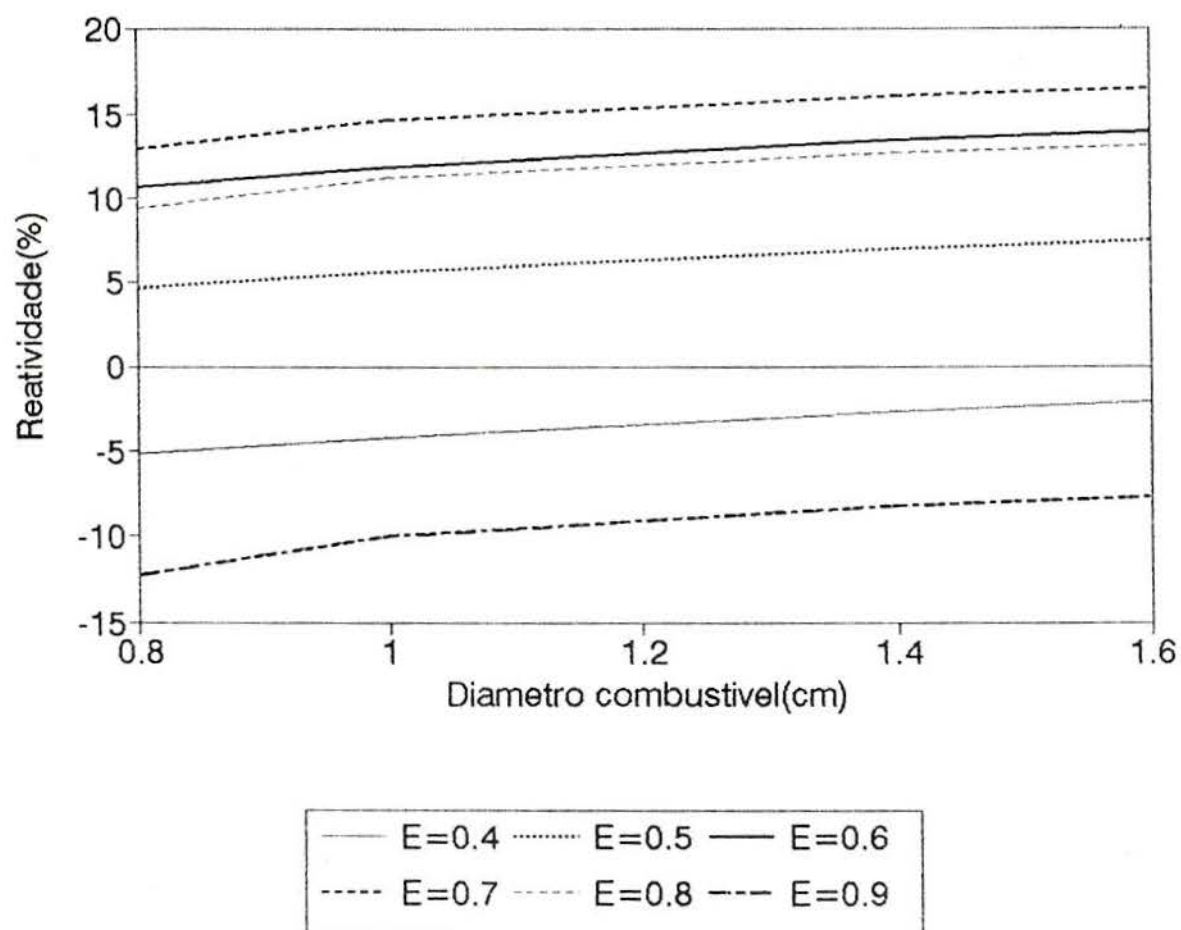


Figura 6.4- Curvas da reatividade em função do diâmetro de combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.

#### 6.2.1.3. Espessura do revestimento

Para estudar a influência da espessura do revestimento do elemento combustível na reatividade do reator, manteve-se todos os parâmetros da célula unitária constantes em cada porosidade e variou-se a espessura do revestimento de 0,5 mm até 1,0 mm em todo intervalo operacional de porosidades do núcleo. Os cálculos foram realizados para acréscimos na espessura de 28%, 60% e 100% em relação à espessura padrão de 0,5 mm, esses percentuais correspondem as espessuras de 0,6 mm, 0,8 mm e 1,0 mm. Os resultados obtidos encontram-se nas curvas da figura 6.5. Analisando-se essas curvas, verifica-se que na faixa de porosidades entre 0,5 <  $\epsilon$  < 0,8, um acréscimo de 28% na espessura do revestimento produz, em média, um decréscimo de 0,58% na reatividade; um acréscimo de 60% na espessura produz um decréscimo médio de 1,9% na reatividade e, um aumento de 100% na espessura do revestimento faz com que a reatividade decresça, em média, 3,5%.

Esse decréscimo na reatividade, provocado pelo aumento na espessura do revestimento do elemento combustível, ocorre devido à introdução de uma quantidade maior de material no núcleo, aumentando com isso a perda de neutrons por absorção.



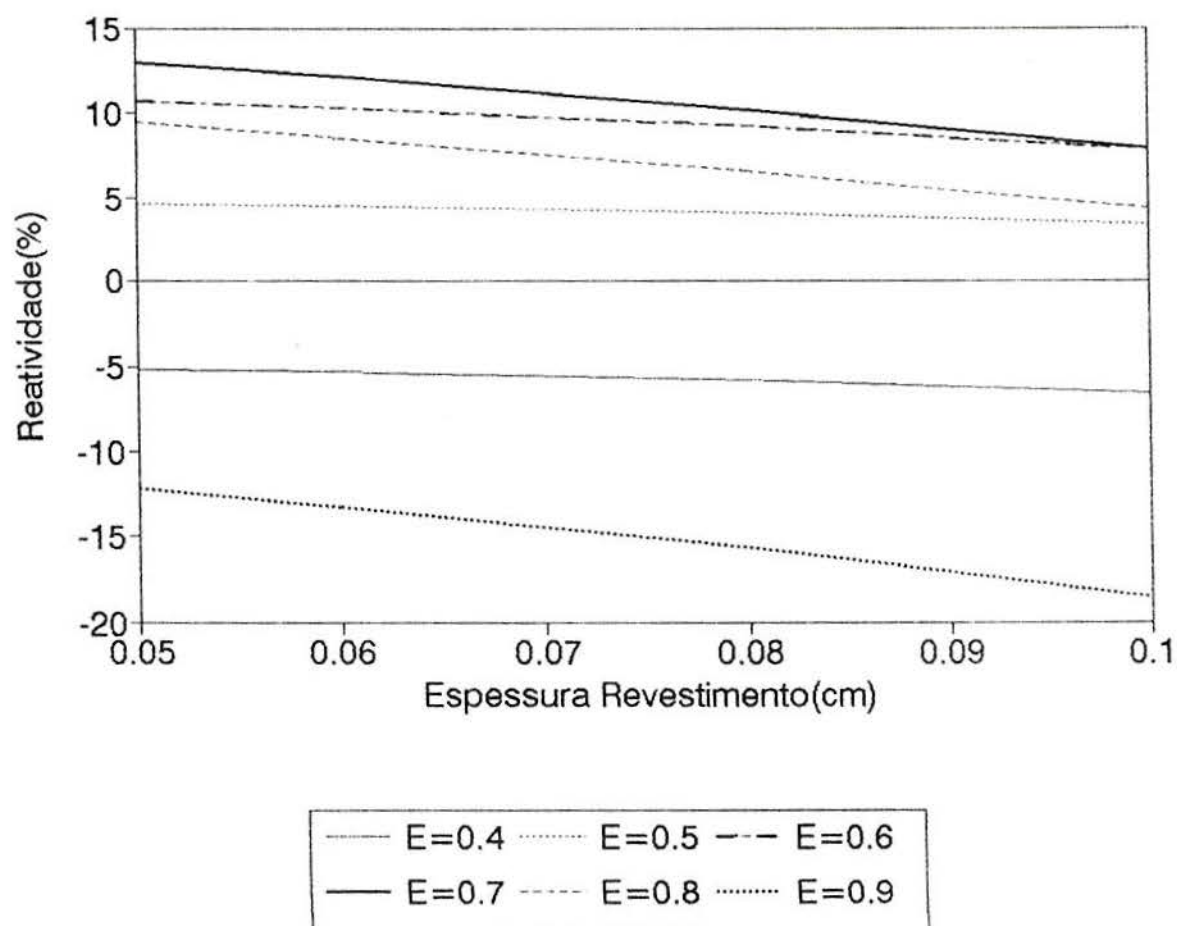


Figura 6.5- Curvas da reatividade em função da espessura de revestimento do combustível, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.

#### 6.2.1.4. Espessura do tubo de fluidização

Para verificar a influência da espessura do tubo de fluidização na reatividade do reator, variou-se a espessura do tubo em 100%, 200%, 250% e 300% em relação ao valor padrão de 1,0 mm que correspondem a 2,0 mm, 3,0 mm, 3,5 mm e 4,0 mm. Os cálculos foram realizados em todos os intervalos de porosidades e, os valores obtidos encontram-se representados na figura 6.6. Analisando-se os resultados para a faixa operacional de porosidades, pode-se concluir que um acréscimo de 100% na espessura do tubo de fluidização provoca uma redução, em média, de 0,25% na reatividade; um aumento de 200% na espessura do tubo produz, em média, um decréscimo de 0,49% na reatividade do núcleo e, um acréscimo de 300% na espessura do tubo de fluidização provoca uma redução média de 0,64% na reatividade do núcleo do reator nuclear a leito fluidizado.

Esse decréscimo na reatividade, produzido pelo aumento na espessura do tubo de fluidização, ocorre devido à introdução de uma quantidade maior de material no núcleo, ocasionando a diminuição na economia de neutrons.

#### 6.2.1.5. Espessura da carcaça hexagonal

A influência da espessura da carcaça hexagonal na sensibilidade da reatividade foi estudada variando-se a espessura da carcaça em 33% e 100% em relação a espessura padrão de 15,0 mm. Desse modo, os cálculos foram realizados para espessuras de 20,0 mm e 30,0 mm e, os resultados obtidos encontram-se representados na figura 6.7, para todo intervalo

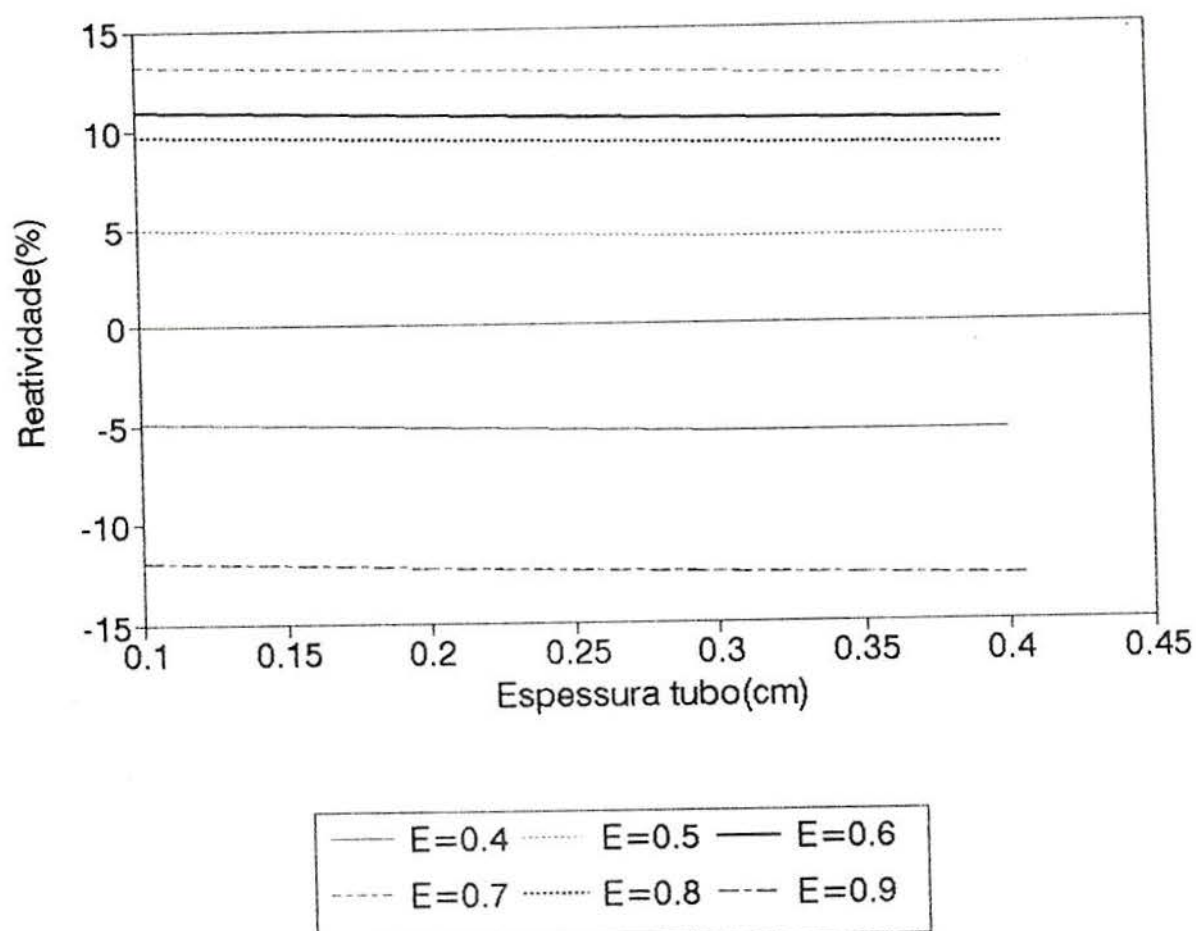


Figura 6.6- Curvas da reatividade em função da espessura do tubo de fluidização, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.

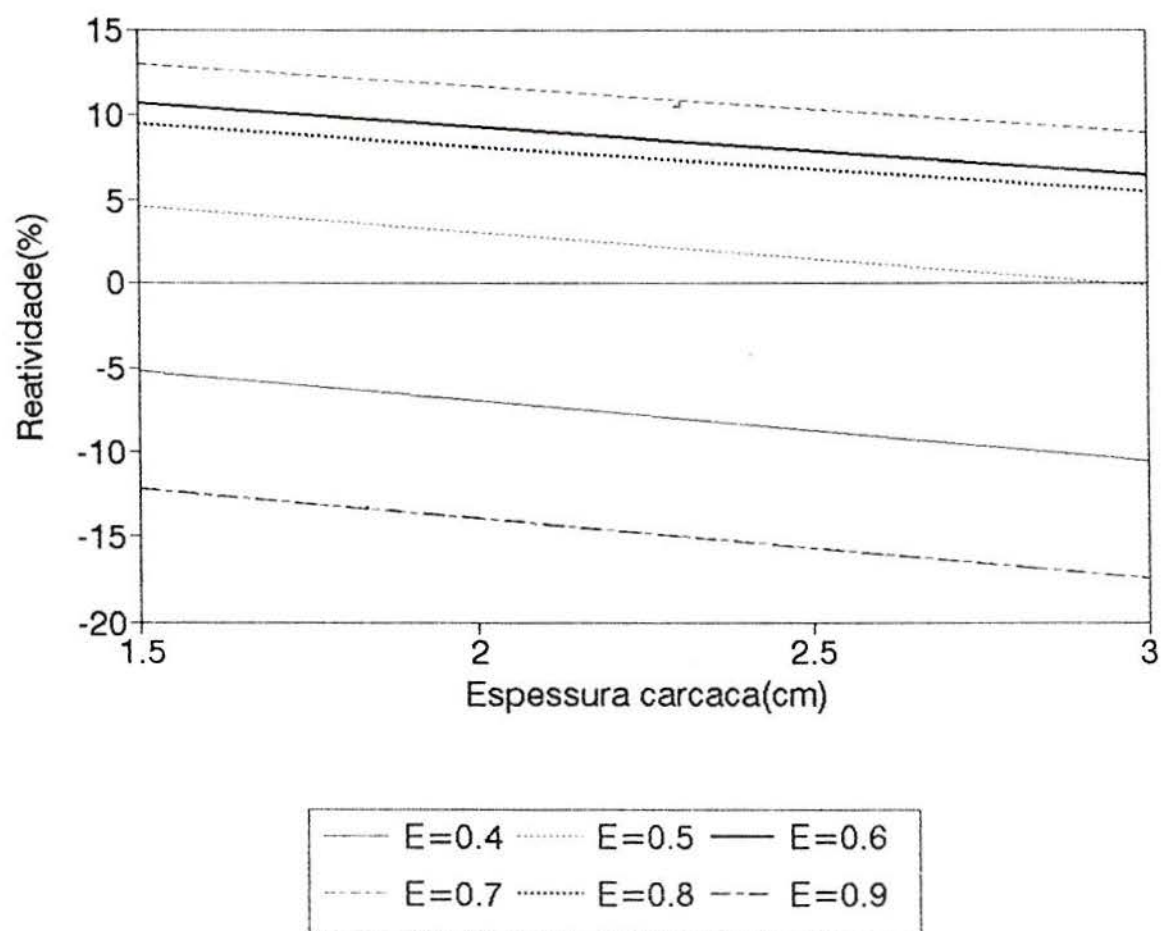


Figura 6.7- Curvas da reatividade em função da espessura da carcaca hexagonal, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.



operacional de porosidades.

Analisando as curvas da figura 6.7 para a faixa de porosidades entre  $0,5 < \epsilon < 0,8$ , pode-se concluir que um acréscimo de 33% na espessura da carcaça hexagonal provoca, em média, um decréscimo de 1,4% na reatividade do sistema e, um aumento de 100% na espessura dessa carcaça produz, em média, um decréscimo de 4,2% na reatividade do núcleo do reator.

Esse decréscimo na reatividade, produzido pelo aumento na espessura da carcaça hexagonal, ocorre devido à introdução de uma quantidade maior de material no núcleo, provocando perdas na economia de neutrons.

#### 6.2.1.6. Altura na condição de leito fixo

Para verificar a influência da altura do leito fixo na reatividade do sistema, variou-se essa altura no intervalo entre  $300,0 \text{ mm} < H_0 < 1500,0 \text{ mm}$  e os resultados obtidos para a condição de leito fixo encontram-se representados na figura 6.8.

Analisando-se o comportamento da curva da figura 6.8 pode-se concluir que um decréscimo de 1% na altura em relação a altura padrão de 700,0 mm produz, em média, um decréscimo de 10,5% na reatividade e um acréscimo de 1% na altura em relação a altura padrão provoca um acréscimo, em média, de 2,34% na reatividade do sistema. Esses resultados mostram que o decréscimo na reatividade, quando a altura de colapso é menor do que a altura padrão é maior do que o acréscimo produ-

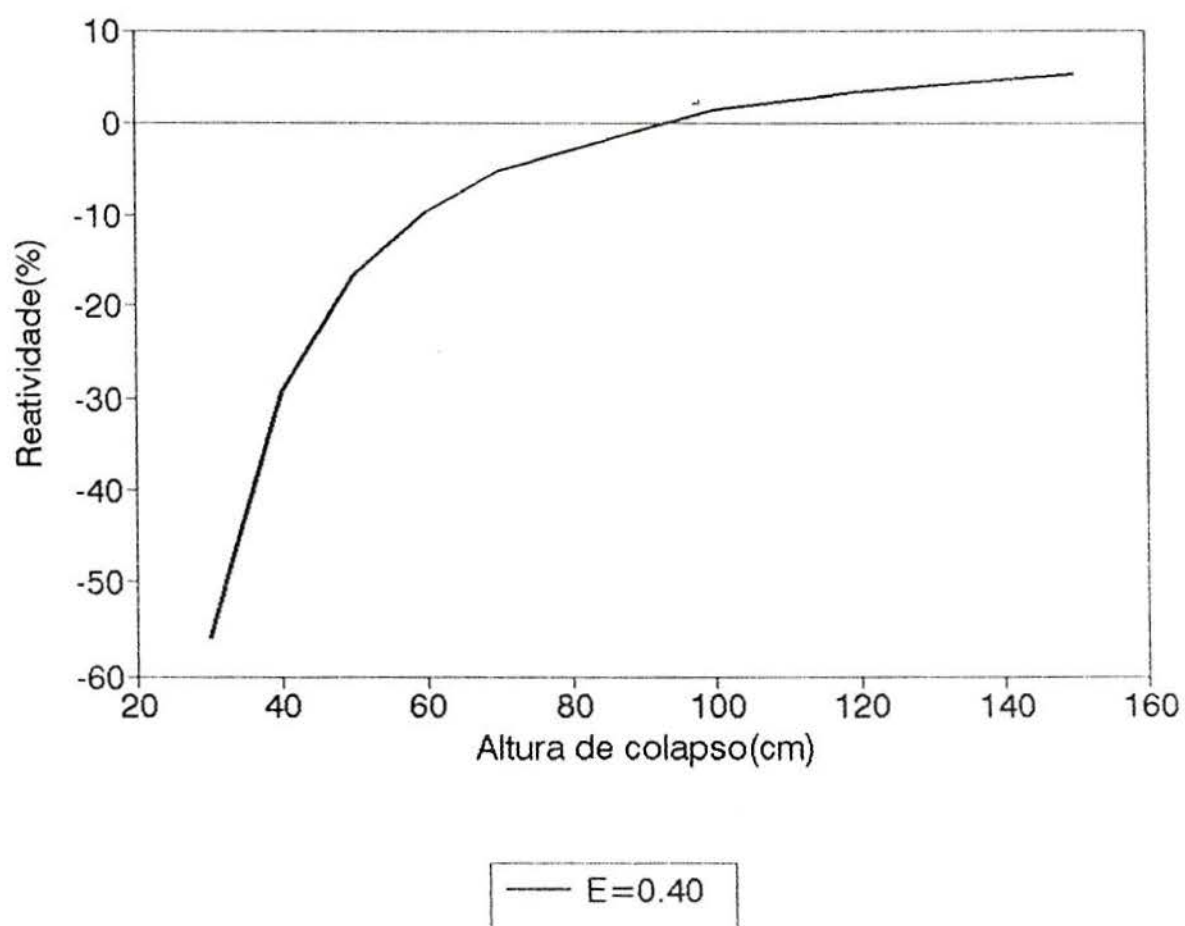


Figura 6.8- Curva da reatividade em função da altura de leito fixo, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0.40.

zido quando a altura de colapso é maior do que a altura padrão. Esses resultados são explicados pelo fato de que para cada percentual de diminuição na altura do leito fixo, o percentual de acréscimo no termo de fuga é maior do que a redução obtida no termo de fuga para cada percentual de aumento na altura do leito fixo.

#### 6.2.2. Escolha preliminar dos parâmetros de célula

A escolha preliminar dos parâmetros do núcleo do reator foi feita levando em conta os aspectos mecânicos e neutronicos. Desse modo, na escolha das espessuras do tubo de fluidização e da carcaça hexagonal recomenda-se que seja escolhida a de menor espessura, compatível com o estudo mecânico, uma vez que neutronicamente essas estruturas afetam a economia de neutrons e, a medida que essas espessuras aumentam, ocorre um decréscimo na reatividade do sistema. Dessa forma, adota-se o valor de 1,0 mm para a espessura do tubo de fluidização e 15,0 mm para a espessura da carcaça hexagonal.

Para o revestimento das esferas de combustível, quanto maior a espessura menor a reatividade do núcleo, mas a espessura a ser adotada em projeto deve ser estabelecida após um estudo do comportamento do revestimento quanto aos aspectos de erosão, corrosão e pressão interna de gases produzidos em decorrência da fissão, pois esses aspectos são os mais relevantes na definição da espessura de projeto. No momento, adota-se o valor de 0,5 mm para a espessura do revestimento do elemento combustível, no entanto, os problemas citados

acima devem ser levados em consideração, em trabalhos futuros, bem como o espaço de separação existente entre o combustível e o revestimento.

Quanto ao diâmetro do combustível, os estudos mostram que o aumento no diâmetro provoca uma diminuição no número de esferas de combustível no núcleo, mantendo, porém, inalterada a porosidade de leito fixo, provocando um acréscimo na massa de combustível presente no núcleo e diminuindo a razão entre a massa de revestimento pela de combustível. Essa diminuição na razão entre as massas de revestimento pela de combustível, ocasiona um acréscimo na reatividade do sistema. Dessa forma, o aumento do diâmetro do combustível favorecerá as condições neutrônicas. Quanto aos aspectos térmicos, o aumento no diâmetro da esfera de combustível, provoca o acréscimo da temperatura interna do combustível, sendo preferível a escolha de esferas de menor diâmetro, o que iria favorecer, também, aos aspectos de fluidização, pois quanto menor o diâmetro da esfera mais o leito se aproxima do comportamento particulado. A refrigeração das esferas do núcleo pelo fluido refrigerante é favorecida pelo aumento no diâmetro da esfera, devido ao acréscimo na vazão do fluido, acarretando o aumento na extração de potência. Dessa forma, recomenda-se uma otimização térmica, hidráulica e neutrônica no sentido de determinar o melhor diâmetro da esfera de combustível, no momento, para orientação de projeto adota-se o diâmetro de 7,0 mm.

Para determinar a altura do leito fixo no núcleo, parte-se do fato de que o intervalo de criticalidade do reator está compreendido entre as porosidade  $0,5 < \epsilon < 0,8$ , sen



do que nesse intervalo a altura média do núcleo é de  $H_m = 2,1H_0$ . Considerando que para um cilindro a relação entre o raio e a altura que fornece menor razão superfície por volume é  $R = H/2$  e, como o reator em estudo, formado por 19 módulos e sem refletor, possui raio de aproximadamente 710,0 mm, resulta que a altura média do núcleo deve ser de 1420,0 mm de forma a satisfazer a menor razão superfície por volume. Como a altura média corresponde a 2,1 vezes a altura de colapso, resulta que essa altura deve ser de aproximadamente 676,0 mm. Desse modo, foi escolhida a altura do leito fixo no núcleo como sendo de 700,0 mm.

A taxa de enriquecimento do elemento combustível, foi determinada adotando-se os parâmetros anteriormente escolhidos para o núcleo do reator e estabeleceu-se que na condição de leito fixo, o núcleo deve ser subcrítico, com coeficiente de multiplicação efetivo menor do que 0,95. Essa condição é satisfeita para enriquecimentos menores ou igual a 2,2%, dessa forma, escolheu-se o valor do enriquecimento como sendo de 2.2%.

A tabela 6.4 sumariza os valores preliminares dos diversos parâmetros escolhidos para o núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Os parâmetros da tabela 6.4 são mantidos constantes em todas as porosidades, mas a altura do núcleo varia com esta. No sentido de poder-se avaliar os efeitos da porosidade nos cálculos neutrônicos, determinou-se a altura do núcleo e os fatores de não-fuga (razão entre os fatores de multiplicação efetivo e infinito) e moderação (razão entre os fluxos



térmico e total) de neutrons em função da porosidade. Esses valores são mostrados na tabela 6.5, onde se pode verificar que, para as condições analisadas, o aumento na porosidade e o consequente aumento na altura do núcleo, acarreta o aumento dos fatores de não-fuga e moderação de neutrons, pois o aumento na porosidade implica no aumento de volume do moderador.

Tabela 6.4. Valores preliminares para os diversos parâmetros do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Parâmetro	valor
enriquecimento	2,2%
diâmetro do combustível	7,0 mm
espessura do revestimento	0,5 mm
espessura do tubo de fluidização	1,0 mm
espessura da carcaça hexagonal	15,0 mm
altura do núcleo fixo	700,0 mm

Tabela 6.5- Altura do núcleo e fatores de não-fuga e moderação de neutrons em função da porosidade.

$\epsilon$	H(cm)	não-fuga	Moderação ( $\Phi_{th}/\Phi_T$ )
0,40	70,0	0,812	0,130
0,50	84,0	0,844	0,180
0,60	105,0	0,869	0,242
0,70	140,0	0,888	0,322
0,80	210,0	0,902	0,423
0,90	420,0	0,903	0,565

### 6.3. CÁLCULOS GLOBAIS DO REATOR PADRÃO

Os cálculos globais para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, formado por 19 módulos, conforme mostrado na figura 6.9, foram realizados pelo código 3DB [29] em geometria XYZ, com simetria em XY, considerando 1/4 do reator como representado na figura 6.10. Os cálculos foram realizados considerando o combustível no início de vida e em alguns períodos de queima. As condições de contorno utilizadas foram a condição reflexiva (gradiente do fluxo de neutrons nulo) e a condição de vácuo (fluxo de neutrons nulo).

#### 6.3.1. Modelagem do reator padrão

Para realizar os cálculos globais com o código 3DB, em geometria XYZ, considerou-se a equivalência em área do tubo circular de fluidização e da carcaça hexagonal em retângulos de área equivalente, como mostrado na figura 6.11. O reator foi dividido em 3 zonas, cada uma formada por uma mistura homogênea de seus constituintes. Cada zona foi considerada como sendo composta por:

ZONA 1: combustível, revestimento e moderador;

ZONA 2: tubo de fluidização, anel de água e carcaça hexagonal;

ZONA 3: refletor de grafite.

Para os elementos constituintes de cada zona, foi determinado o conjunto de seções de choque microscópicas em 2 grupos de energia e as densidades atômicas, via o código de célula Leopard. Essas constantes nucleares são utilizadas como dados de entrada no código 3DB, juntamente com a composição material de cada zona e as respectivas dimensões.

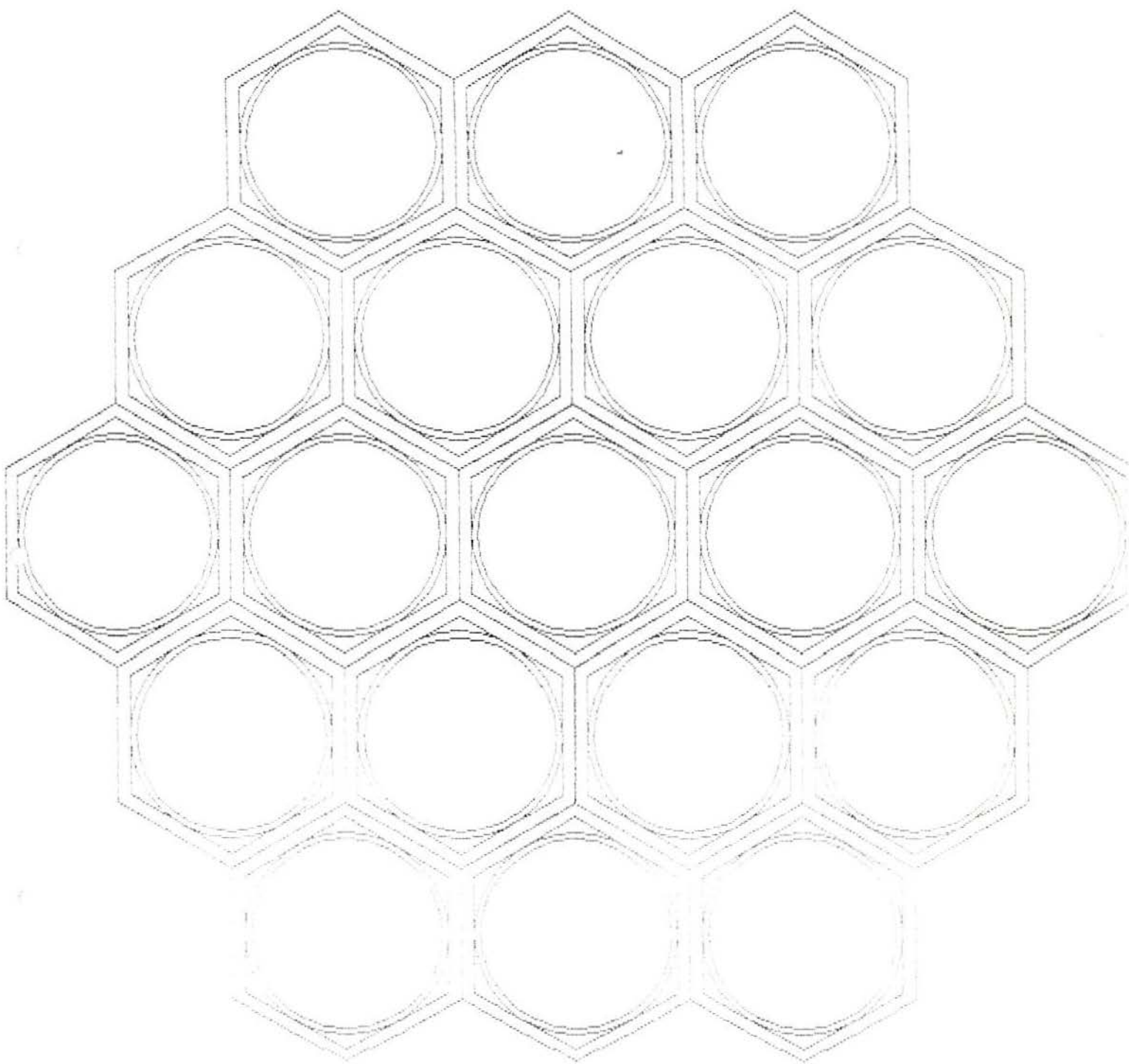


Figura 6.9- Esquema do Reator Nuclear a Leito Fluidi-  
zado padrão formado por 19 módulos, usa-  
do nos calculos globais.

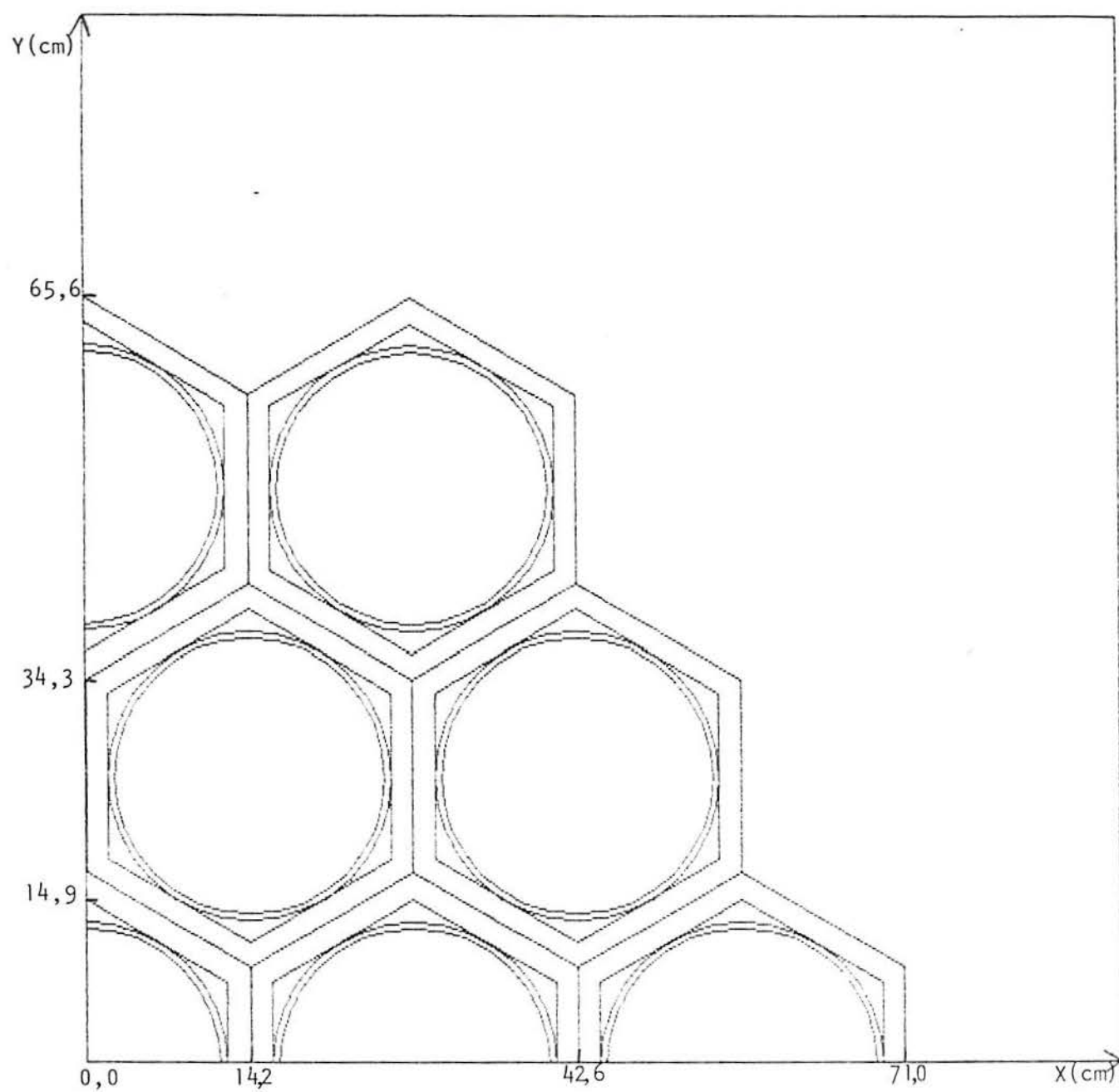


Figura 6.10- Esquema de 1/4 do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão usado nos cálculos globais.



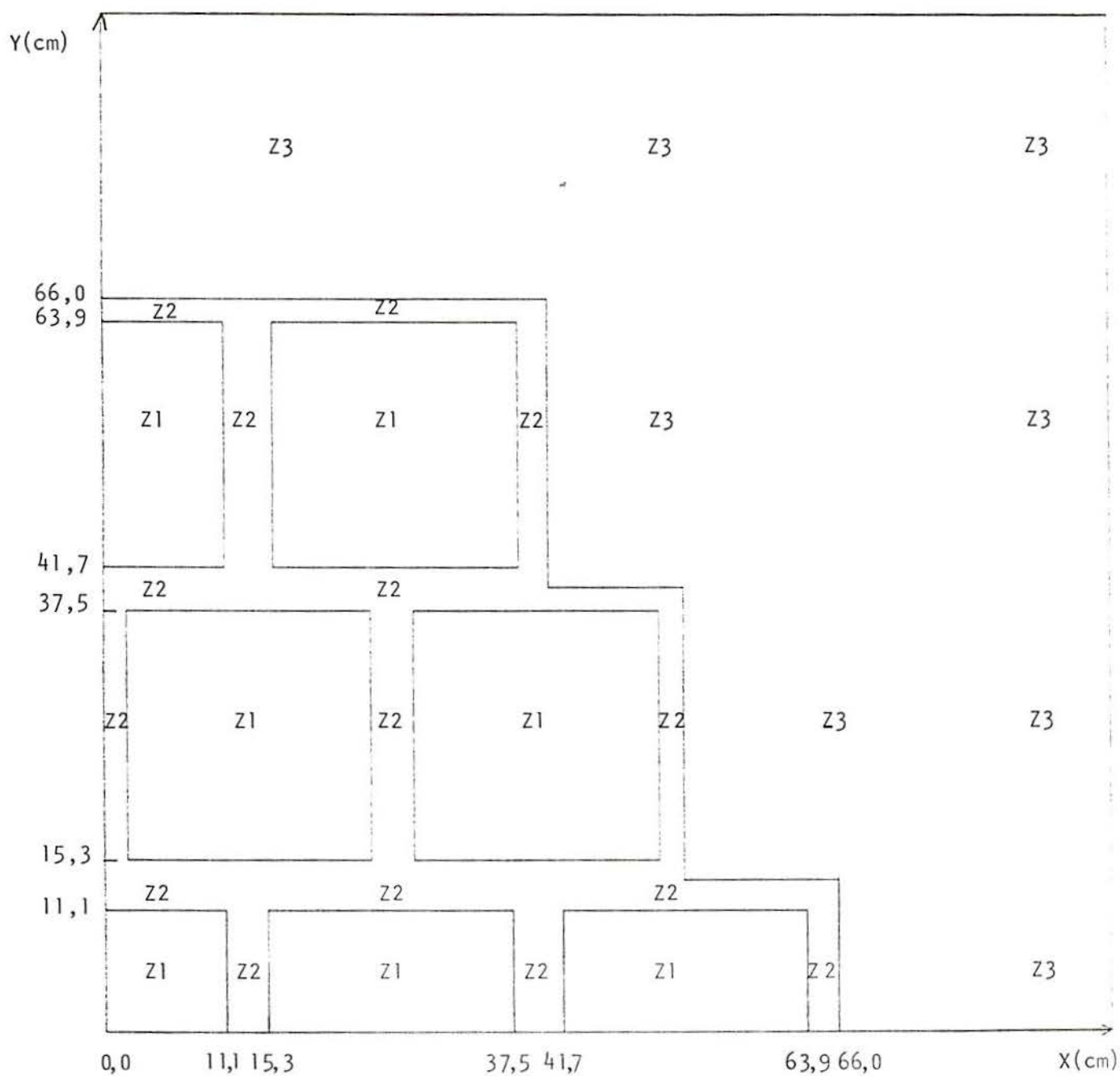


Figura 6.11- Esquema da equivalência em área e configuração de 1/4 do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão em geometria X-Y com indicação das regiões (zonas) usadas nos cálculos globais.

### 6.3.2. Reatividade em função da porosidade

A porosidade é considerada um dos parâmetros fundamentais do reator, pois a mesma representa a fração de volume de moderador presente no núcleo. Variações na porosidade implicam em alterações na composição material do núcleo do reator, provocando variações na reatividade do sistema. De forma a verificar o comportamento da reatividade em função da porosidade, foram determinados os valores da reatividade nas diversas porosidades, considerando em todas as direções a condição reflexiva. Os resultados obtidos encontram-se sumarizados na tabela 6.6 e o comportamento da curva de reatividade em função da porosidade é mostrado na figura 6.12.

Tabela 6.6- Reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\epsilon$	$\rho(\%)$
0,40	- 7,03
0,50	- 2,12
0,60	+ 8,18
0,65	+10,87
0,70	+12,17
0,72	+12,66
0,74	+12,56
0,75	+12,43
0,76	+12,29
0,78	+11,29
0,80	+10,49
0,90	-10,49

A figura 6.12 mostra o comportamento da reatividade para o reator padrão, a curva indica que a reatividade inici-

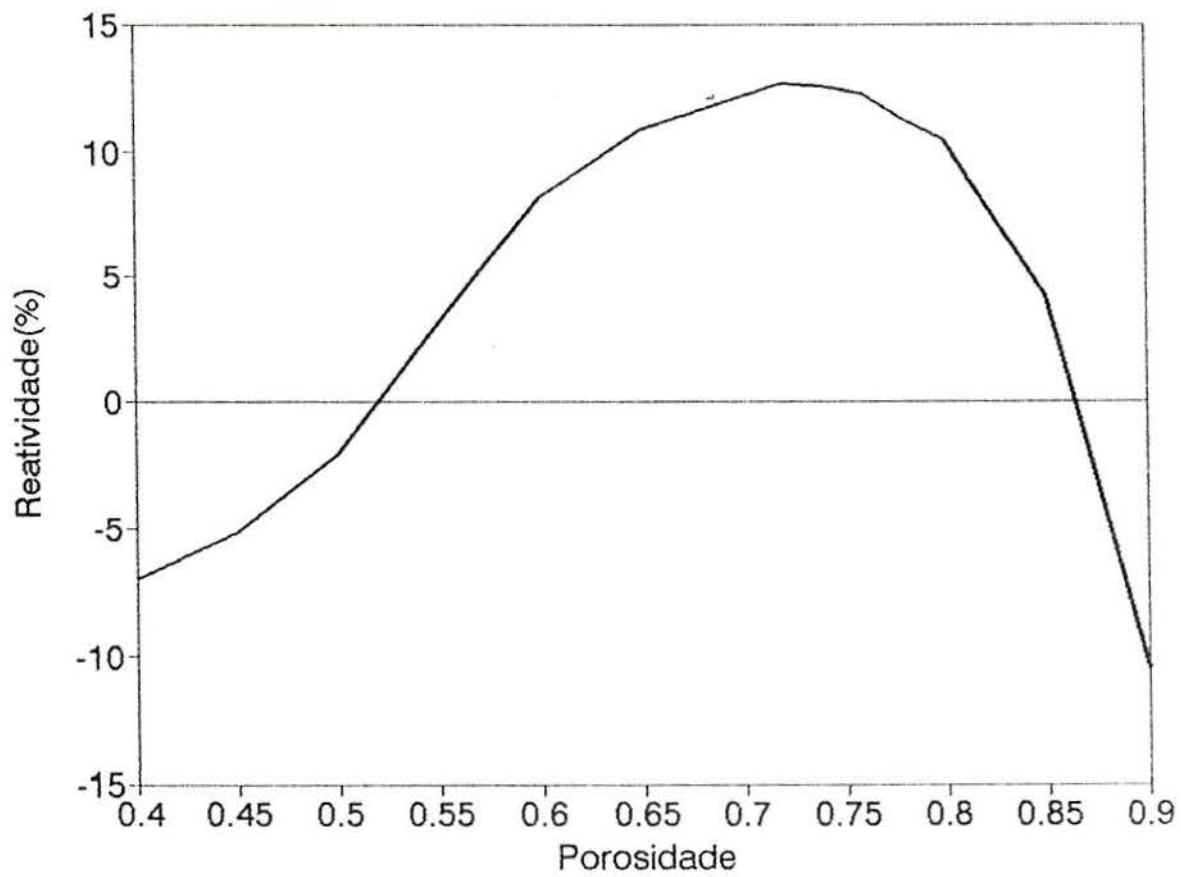


Figura 6.12- Curva do comportamento da reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

almente cresce com a porosidade, atingindo o máximo em torno da porosidade 0,72, e decresce em porosidades maiores. Esse crescimento inicial deve-se ao predomínio do efeito da termalização de neutrons em relação à absorção no moderador, fato esse que se inverte para altas porosidades, onde o efeito da absorção de neutrons no moderador domina a condição de reator já termalizado. A curva de comportamento da reatividade mostra que o reator atinge a criticalidade entre as porosidades 0,50 e 0,60, mantendo-se acima da criticalidade até entre as porosidades 0,80 e 0,90, chegando ao máximo de reatividade em torno da porosidade 0,72, com um excesso de reatividade de aproximadamente 12,66%. Esse excesso de reatividade é usado como reserva, controlada pela própria porosidade e por um anel absorvedor de neutrons que pode ser gradualmente removido do núcleo, de forma a compensar os efeitos que provocam diminuição na reatividade do sistema.

### 6.3.3. Reatividade em função da temperatura

A reatividade de um reator nuclear depende das propriedades físicas e nucleares dos materiais que constituem o núcleo. Dessa forma, qualquer fenômeno que modifique essas propriedades trará como consequência, alterações na reatividade. O coeficiente de temperatura possui uma componente devido ao efeito Doppler e outra devido a variação na densidade do moderador, as quais são determinadas a seguir.



### 6.3.3.1. Coeficiente Doppler

Na determinação do coeficiente Doppler para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado considerou-se o combustível nas temperaturas entre 313°C e 755°C e o moderador na temperatura de 308°C. Os cálculos foram realizados em todo intervalo de porosidades e os resultados encontram-se sumarizados na tabela 6.7. Os dados tabelados mostram que o coeficiente Doppler é negativo em todo intervalo de porosidades, variando de  $-0,61.10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  a  $-4,53.10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ .

### 6.3.3.2. Coeficiente de temperatura do moderador

O coeficiente de temperatura do moderador foi determinado considerando o moderador nas temperaturas de 25°C e 308°C e o combustível a 308°C. Os cálculos foram realizados em todo intervalo de porosidades, sendo os resultados apresentados na tabela 6.7. Os dados obtidos indicam que o coeficiente de temperatura do moderador é negativo para porosidades menores que 0,80, variando de  $-4,96.10^{-4} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  a  $-9,30.10^{-7} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  no intervalo de  $0,40 < \epsilon < 0,80$ . Para porosidades maiores que 0,80 o coeficiente de temperatura do moderador é positivo, mas nessas porosidades o reator é subcrítico, como pode ser visto na figura 6.12.

### 6.3.3.3. Coeficiente total de temperatura

O coeficiente total de temperatura, devido a combinação dos efeitos Doppler e da redução da densidade do moderador, foi determinado em função da porosidade. Os resultados encontram-se na tabela 6.7. Os dados tabelados indicam que o reator em estudo apresenta coeficiente total de temperatura negativo para porosidades menores que 0,80 variando de  $-4,97 \cdot 10^{-4} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  a  $-2,84 \cdot 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{C}^{-1}$  para porosidades entre  $0,4 < \epsilon < 0,8$ . Para porosidades maiores que 0,80 o coeficiente é positivo, pois o sistema torna-se supermoderado, mas nessas porosidades o reator é sempre subcrítico, conforme pode ser visto na figura 6.12.

Tabela 6.7- Coeficientes de temperaturas em  $^{\circ}\text{C}^{-1}$ , em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\epsilon$	Doppler	Moderador	Total
0,40	-6,74 E-07*	-4,96 E-04	-4,97 E-04
0,50	-6,10 E-07	-3,64 E-04	-3,65 E-04
0,60	-6,62 E-07	-2,53 E-04	-2,54 E-04
0,70	-1,11 E-06	-1,43 E-04	-1,44 E-04
0,72	-1,23 E-06	-9,78 E-05	-9,90 E-05
0,74	-1,33 E-06	-7,38 E-05	-7,51 E-05
0,76	-1,44 E-06	-4,79 E-05	-4,93 E-05
0,78	-1,58 E-06	-1,97 E-05	-2,13 E-05
0,80	-1,88 E-06	-9,30 E-07	-2,84 E-06
0,90	-4,53 E-06	+3,11 E-04	+3,07 E-04

\* Leia como  $-6,74 \cdot 10^{-7}$

#### 6.3.4. Distribuição de fluxo de neutrons em função da porosidade para reator limpo

Um dos parâmetros mais importantes, quando do cálculo térmico, é a densidade de potência no núcleo que influencia diretamente a diferença de temperatura entre o centro do combustível e a superfície do revestimento em contato com o fluido refrigerante. A densidade de potência no núcleo depende diretamente da distribuição do fluxo de neutrons no núcleo e da seção de choque macroscópica de fissão, sendo que para o reator em estudo, além do fluxo neutrônico variar com a posição, depende também da porosidade. Desse modo, determinou-se a distribuição do fluxo total de neutrons, no reator, verificando o comportamento dessa distribuição com a porosidade e localizando os pontos onde ocorre o fluxo máximo.

Para verificar a distribuição do fluxo de neutrons no núcleo e o comportamento dessa distribuição com a porosidade, foram realizados cálculos neutrônicos considerando o reator padrão quente e limpo. Os resultados obtidos, para as direções X, Y e Z, situados a partir do centro do reator e normalizados em relação ao fluxo máximo no núcleo, encontram-se representados nas figuras 6.13, 6.14 e 6.15, onde se verifica que o comportamento da distribuição do fluxo total neutrônico é similar em todas as porosidades. Na direção X mantém-se praticamente constante na linha do módulo central, apresentando um pico na região entre módulos e decrescendo suavemente a medida que se afasta do centro do reator. Na direção Y o pico também ocorre entre os módulos na região formada pelo anel de água e na direção Z o pico ocorre no centro do módulo.

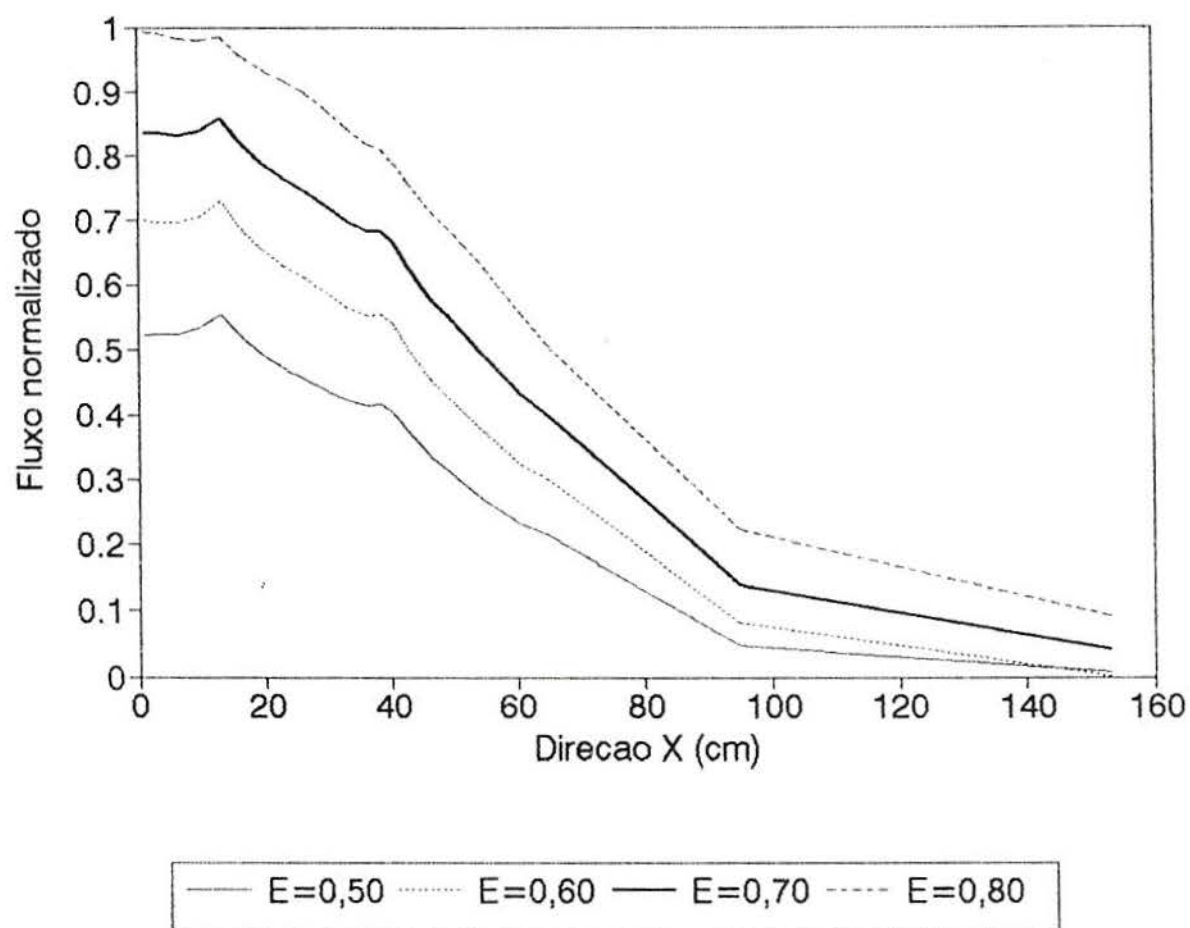


Figura 6.13- Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.

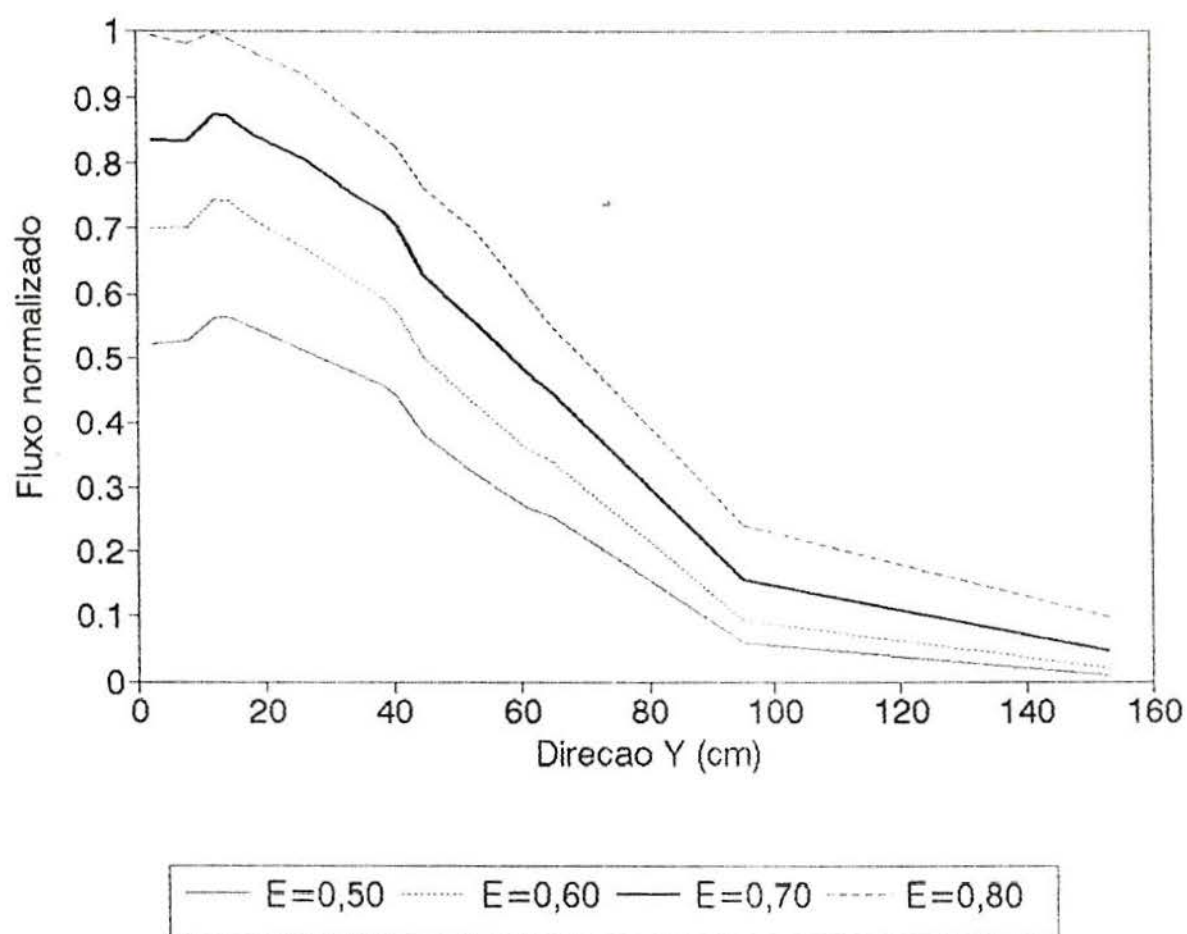


Figura 6.14- Distribuição do fluxo de nêutrons em função da direção Y, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.



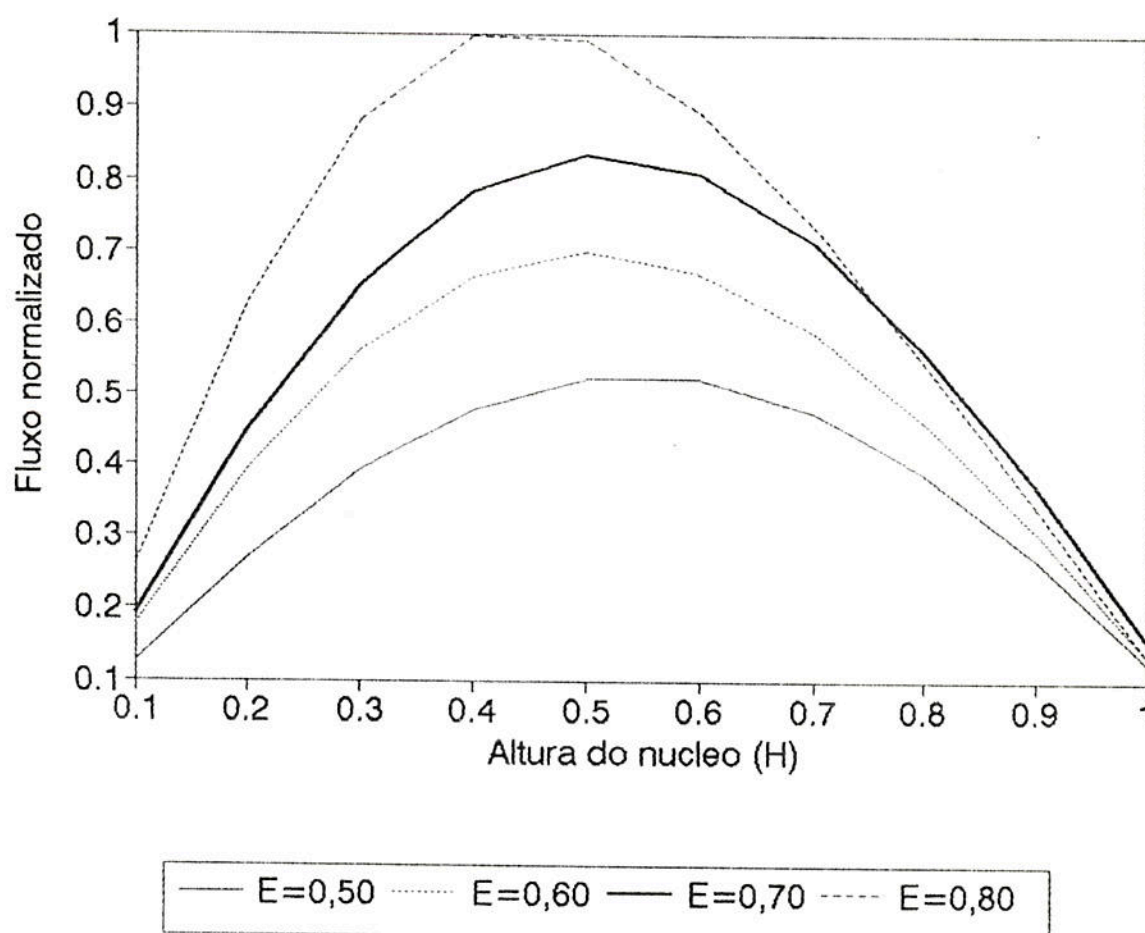


Figura 6.15- Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção Z, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.

A posição no núcleo onde o fluxo é máximo varia com a porosidade, conforme mostrado na tabela 6.8.

Tabela 6.8- Posição(cm) no núcleo onde o fluxo neutrônico e a densidade de potência são máximos, em função da porosidade.

$\epsilon$	posição de $\Phi_{\max}$	posição de $q'_{\max}$
0,50	(1,05;14,25;37,80)	(3,25;18,65;37,80)
0,60	(1,05;12,15;47,25)	(9,95;7,75;47,25)
0,70	(1,05;12,15;63,00)	(9,95;7,75;63,00)
0,80	(1,05;12,15;73,50)	(9,95;7,75;73,50)

Analisando-se os dados da tabela 6.8, verifica-se que o fluxo máximo não ocorre no centro do reator, ponto de malha (1,1,5), posição  $[1,05;2,20;H(\epsilon)/2]$ , mas em uma região do núcleo formada pela mistura de material estrutural e água proveniente do tubo de fluidização. O deslocamento do fluxo máximo para essa região deve-se a maior contribuição do fluxo térmico, devido ao efeito da moderação produzido pela água localizada na região, conforme pode ser visto na figura 6.16, que representa a distribuição do fluxo de neutrons rápido, térmico e total para o reator na porosidade 0,70 considerando a direção Y, a partir do centro do reator, de forma a envolver a posição onde ocorre o fluxo máximo. Verifica-se que o fluxo rápido é máximo na região central do núcleo e o fluxo térmico e o total apresentam seus máximos na região formada pela mistura de água e material estrutural.

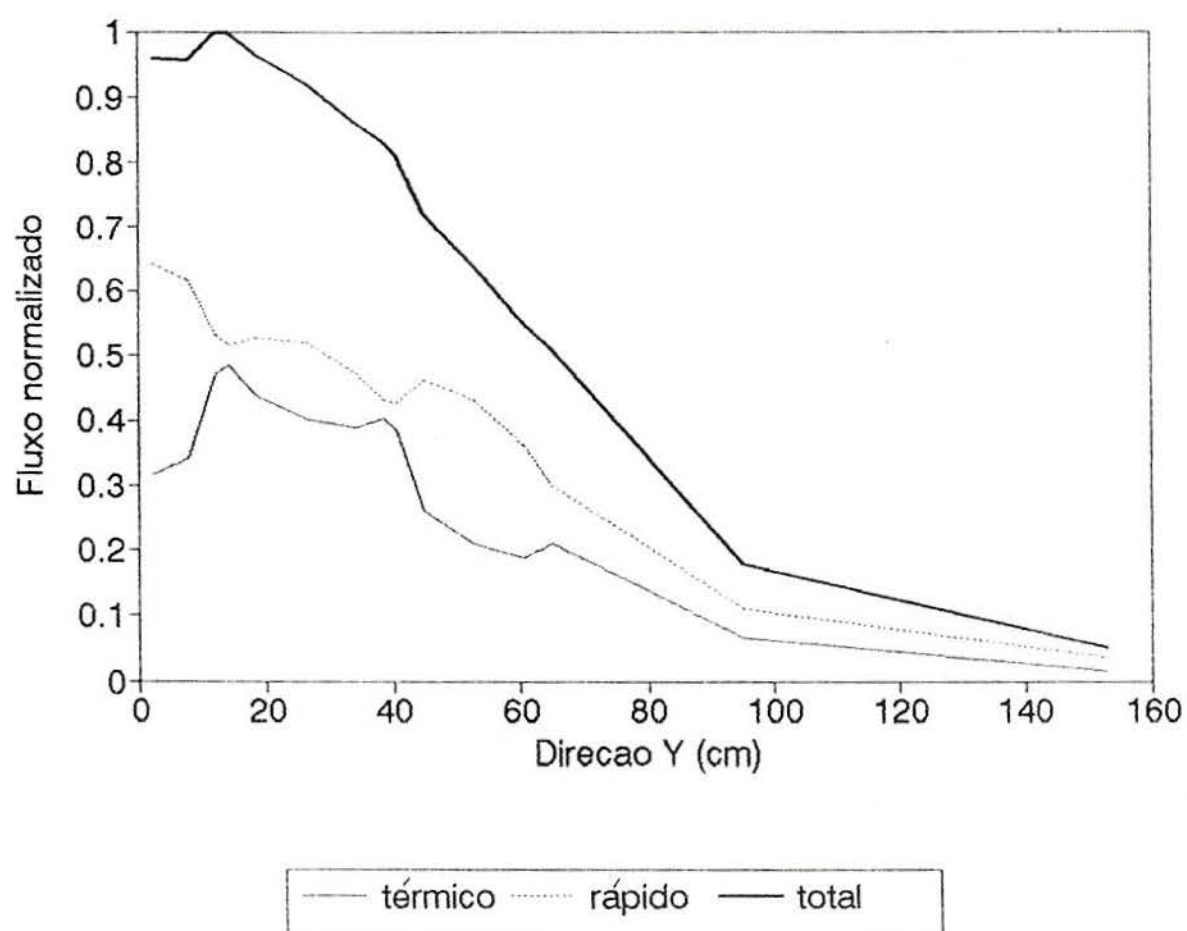


Figura 6.16- Distribuição dos fluxos de neutrons térmico, rápido e total, na direção Y, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado na porosidade 0,70.

### 6.3.5. Distribuição da densidade de potência em função da porosidade para reator limpo

A distribuição da densidade de potência no reator foi determinada, verificando-se o seu comportamento com a porosidade do núcleo, localizando-se os pontos onde ocorre a máxima densidade de potência. Os cálculos foram realizados considerando o reator quente e limpo e os resultados obtidos para pontos na direção X, situados a partir do centro do reator e normalizados em relação à máxima densidade de potência, encontram-se representados na figura 6.17, onde se verifica que o comportamento da distribuição da densidade de potência é similar em todas as porosidades. Na direção X, apresenta o pico no módulo central, na região próxima à parede interna do tubo de fluidização, devido ao fato de que o pico do fluxo de neutrons ocorre na região entre os módulos, região esta formada pelo anel de água. O ponto da malha onde a densidade de potência é máxima varia com a porosidade, conforme mostrado na tabela 6.8.

Para o reator na porosidade 0,70, o máximo fator de pico foi determinado, encontrando-se o valor de 2,30, na posição próxima à parede interna do tubo de fluidização.

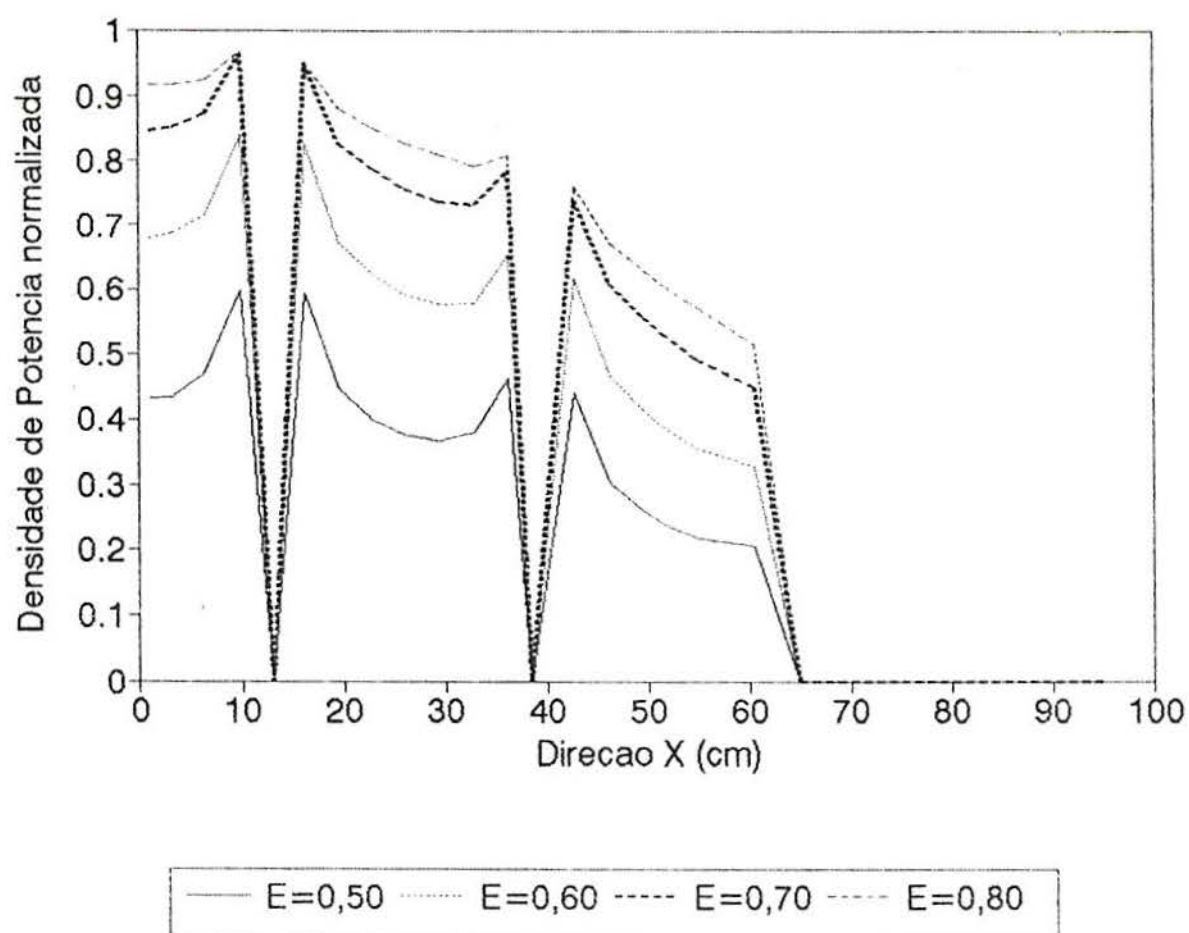


Figura 6.17- Distribuição da densidade de potência na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado nas diversas porosidades.



### 6.3.6. Reatividade do reator em função da retirada de operação de módulos selecionados

O projeto modular do reator em estudo permite que o mesmo tenha reabastecimento contínuo em operação, ou seja, módulos selecionados são retirados de operação para que se faça a troca de combustível, enquanto que o restante dos módulos continuam operando normalmente. Esse sistema resulta em alto fator de eficiência, aumentando a economia na produção de energia.

Com o propósito de verificar o comportamento da reatividade em função da retirada de operação de módulos selecionados, simulou-se essa situação com o código 3DB, considerando  $1/4$  do reator, supondo que no local dos módulos selecionados que foram retirados de operação, as seções de choque são nulas. Os módulos selecionados para a retirada de operação foram o central, um intermediário e um da periferia do reator. A simulação foi feita considerando a retirada de um módulo de cada vez e o reator operando na porosidade 0,70. A figura 6.18 mostra os módulos selecionados, identificados pelas letras A, B e C. Os resultados obtidos para a reatividade do sistema em operação normal e com a retirada de operação dos módulos selecionados encontram-se na tabela 6.9.

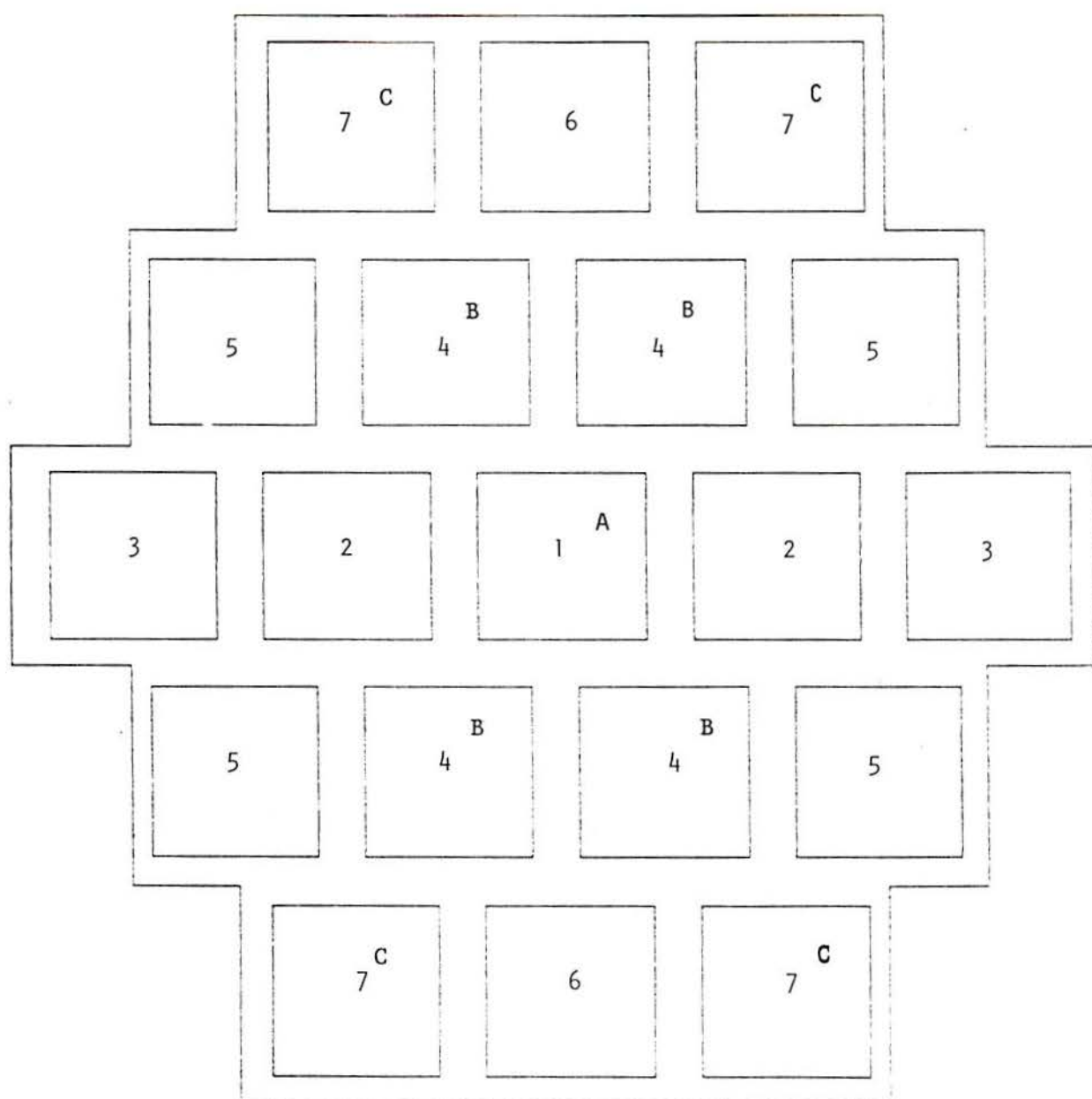


Figura 6.18- Esquema do Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão identificando os módulos com os correspondentes números e letras utilizados nesse estudo.

Tabela 6.9- Reatividade em função da retirada de operação de módulos selecionados.

módulo	$\rho(\%)$
normal	12,17
A	10,74
B	3,35
C	8,56

Os dados apresentados na tabela 6.9 mostram que a reatividade do sistema depende da posição que o módulo retirado ocupa no interior do núcleo. Durante as condições normais de operação a reatividade é de 12,17%, a retirada, uma de cada vez, dos módulos que ocupam as posições A, B e C fazem com que a reatividade diminua para 10,74%, 3,35% e 8,563% respectivamente. Essa mudança na reatividade deve-se ao fato de que a produção, absorção e a fuga de neutrons do sistema depende da posição ocupada pelo módulo removido.

Os dados da tabela 6.9 indicam que a retirada de operação de módulos do reator, reduz a reatividade do sistema, mas não deixa o reator subcritico, permitindo com isso que o módulo seja substituído com o reator em operação. A perda de reatividade pode ser compensada pelo ajuste da porosidade e do anel absorvedor de neutrons.

As figuras 6.19, 6.20 e 6.21 mostram o comportamento para o reator em operação normal e em situações de retirada de operação dos módulos A, B e C. As curvas foram normalizadas em relação à máxima densidade de potência em cada caso e foram construídas para a direção X, tomando a posição Y como aquela central ao módulo retirado de operação.

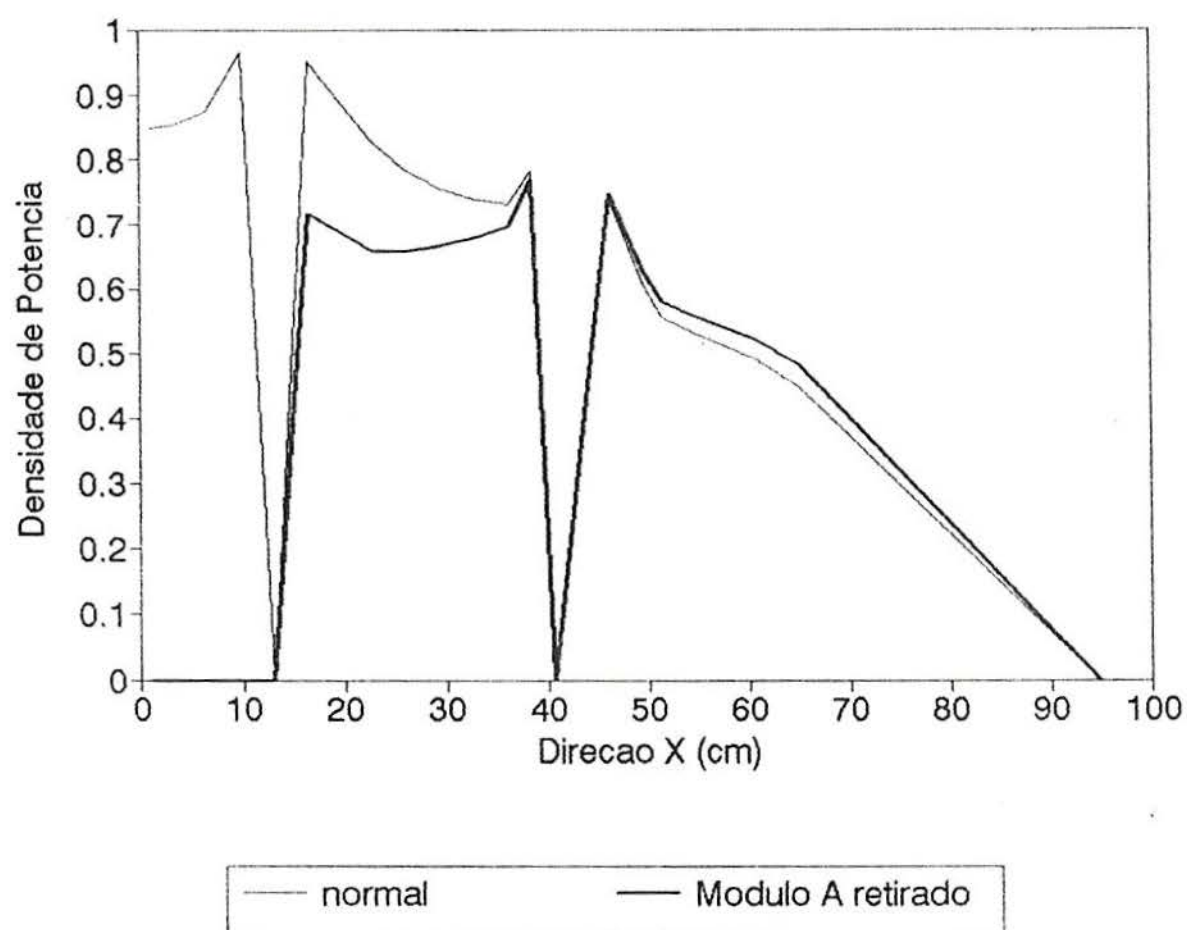


Figura 6.19- Distribuição da densidade de potência com a retirada de operação do módulo A.

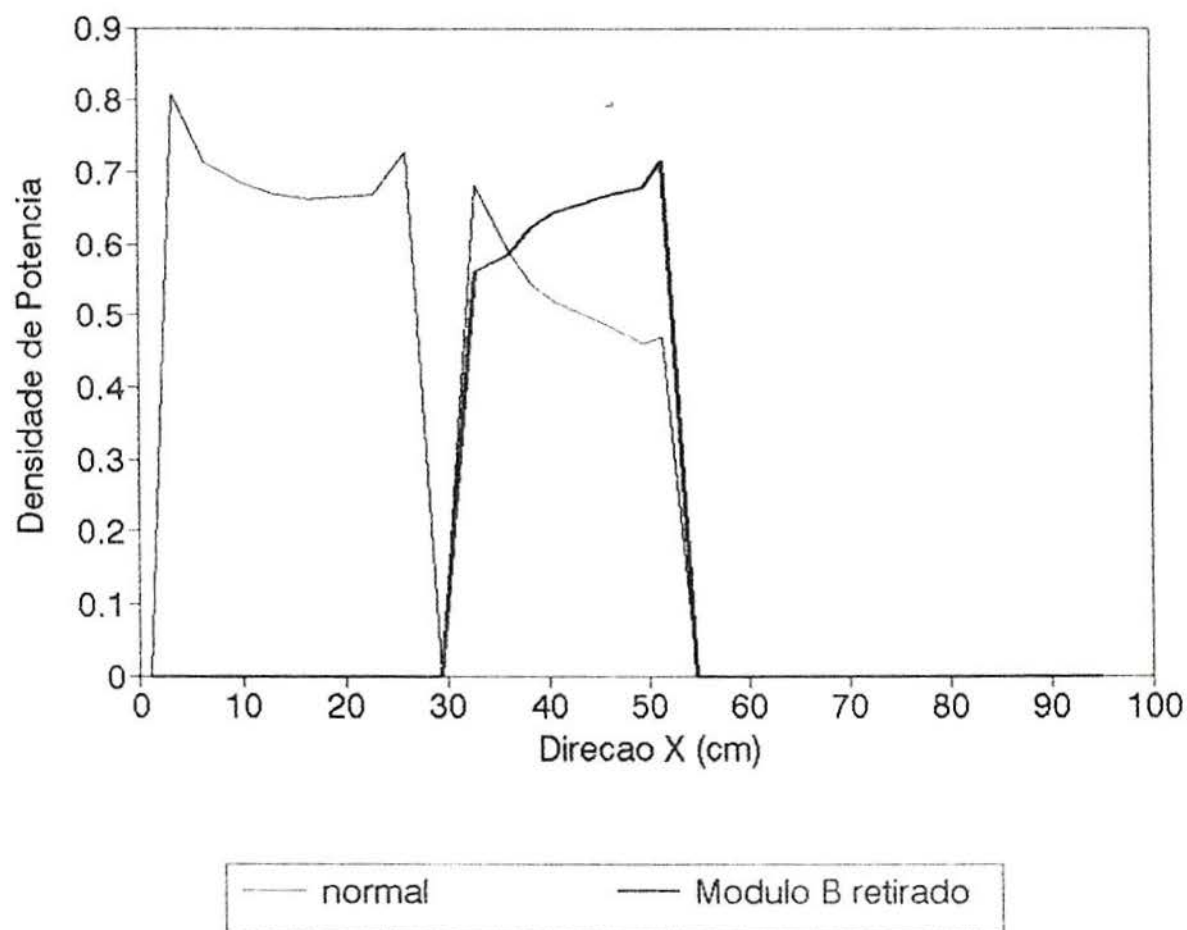


Figura 6.20- Distribuição da densidade de potência com a retirada de operação do módulo B.



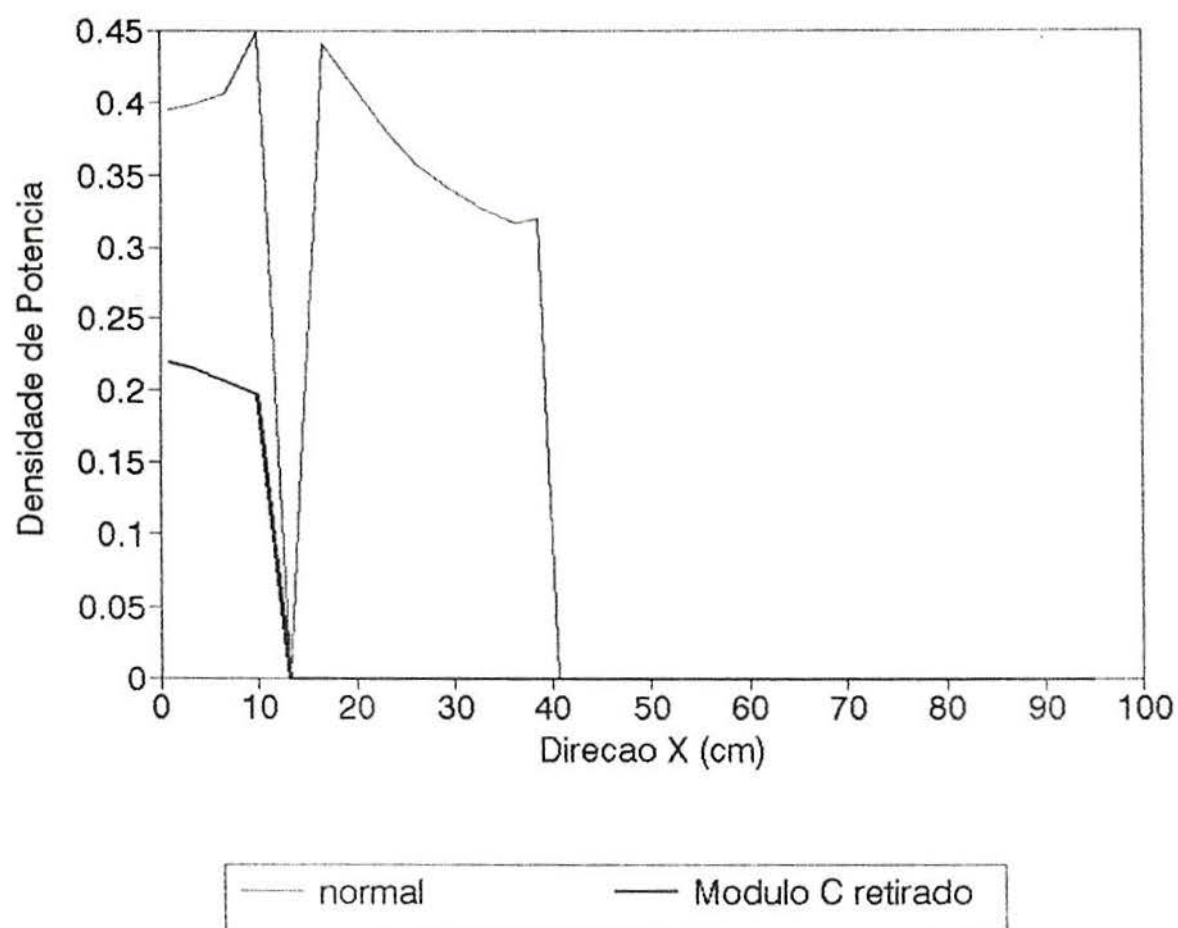


Figura 6.21- Distribuição da densidade de potencia com a retirada de operação do modulo C.

O máximo fator de pico foi determinado para as situações de retirada de operação dos módulos e os resultados encontram-se sumarizados na tabela 6.10.

Tabela 6.10- Máximo fator de pico em função da retirada de operação de módulos selecionados.

módulo	Fator de Pico
normal	2,30
A	1,87
B	2,56
C	2,03

#### 6.3.7. Reatividade em função da porosidade para diversas queimas

O conceito de leito fluidizado possibilita que os elementos combustíveis tenham movimentos contínuos nas direções axial e radial no interior dos módulos, permitindo uma queima uniforme de todas as esferas de combustível, independente da forma da distribuição do fluxo de neutrons no módulo. Dessa forma, considera-se que em cada módulo a queima é uniforme, variando de módulo para módulo em função da posição ocupada no interior do núcleo.

Outra característica desse conceito de reator é a possibilidade de variação no volume de moderador, que implica em diferentes reatividades do núcleo. Com o propósito de veri

ficar o comportamento da reatividade em função da queima e da variação no volume de moderador, foram levantadas as curvas de reatividade para diversas queimas em função da porosidade do núcleo. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 6.22. Esses resultados foram obtidos com o uso dos códigos Leopard e ODOG, que realiza os cálculos em 1-dimensão. A utilização do código 3DB, com queima, não foi possível, devido ao excessivo número de setores alocados, ultrapassando a capacidade do disco magnético. A figura 6.22 mostra o comportamento da reatividade em função da porosidade para diversas queimas de combustível no reator. As curvas apresentam mesmo comportamento, inicialmente crescendo e atingindo o máximo em torno da porosidade 0,70 e decrescendo em porosidades maiores. Pode-se estimar que a queima de combustível no reator pode alcançar cerca de 7500MWd/ton, o mesmo operando na porosidade 0,70, após essa queima o núcleo tornar-se-á subcrítico. Para compensar a queima de combustível no reator, de forma a mantê-lo crítico no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade, foi realizado um estudo da utilização de um anel absorvedor de neutrons, que se encontra detalhado no item 6.3.11.

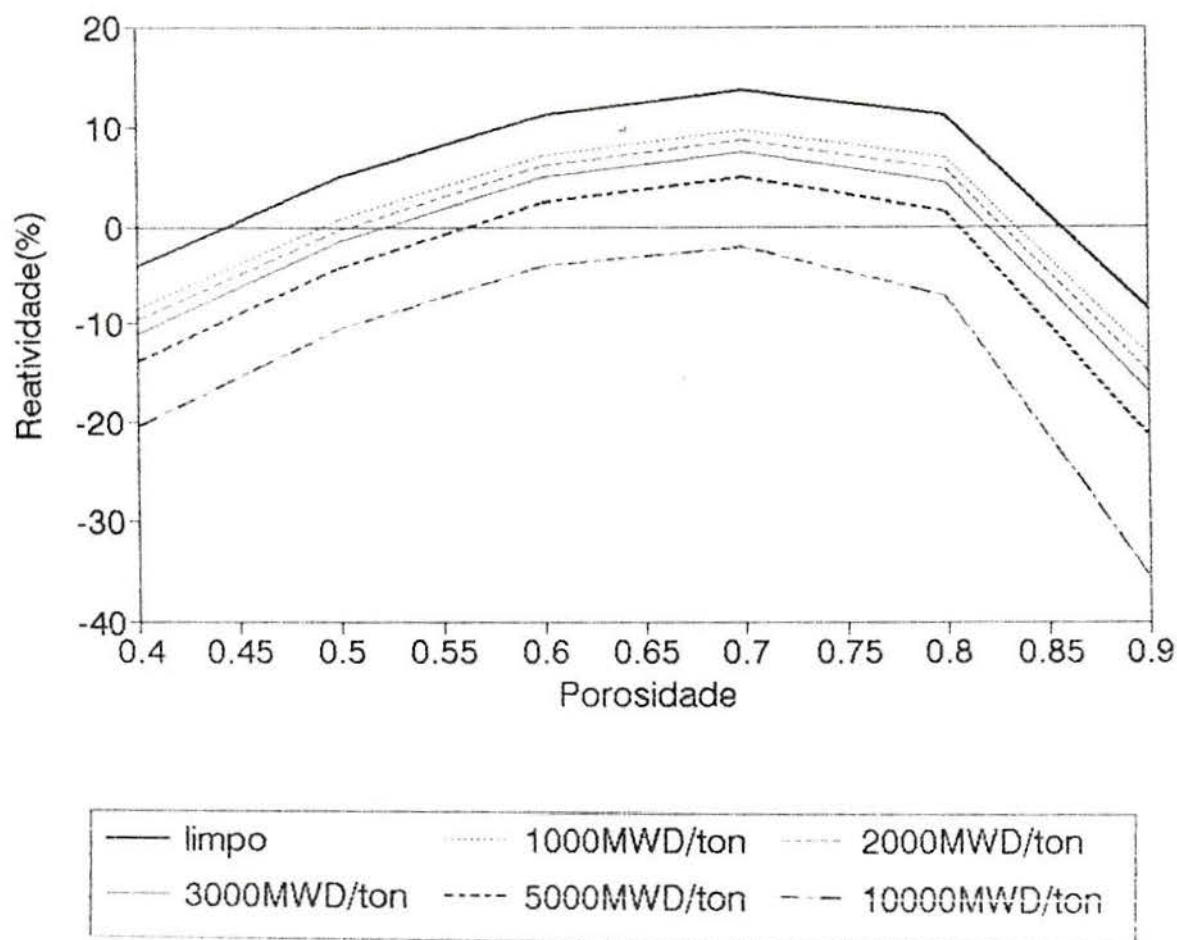


Figura 6.22- Curvas do comportamento da reatividade em função da porosidade do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, para diversas queimas de combustível.

#### 6.3.8. Distribuição de fluxo de neutrons em diversas queimas

Para verificar o comportamento da distribuição do fluxo de neutrons no reator durante a queima de combustível, foram realizados cálculos neutrônicos para o reator padrão operando na porosidade 0,70, utilizando o código 3DB. Os resultados obtidos para a distribuição de fluxo, considerando o reator limpo e queima de 1000MWd/ton, normalizados em relação ao fluxo máximo nessa porosidade, para a direção X, encontram-se representados na figura 6.23. Analisando as curvas dessa figura, vê-se que o reator limpo e com queima de 1000 MWd/ton apresentam mesmo comportamento de distribuição de fluxo neutrônico, sendo o fluxo maior durante a queima.

#### 6.3.9. Distribuição da densidade de potência em diversas queimas

Para verificar o comportamento da distribuição da densidade de potência no reator durante a queima de combustível, foram realizados cálculos neutrônicos para o reator padrão, operando na porosidade 0,70, utilizando o código 3DB. Os resultados obtidos, considerando o reator limpo e queima de 1000MWd/ton, normalizados em relação à máxima densidade de potência nessa porosidade, para a direção X a partir do centro do reator, encontram-se representados na figura 6.24. Os resultados mostram que o reator limpo e com queima apresentam praticamente a mesma distribuição de densidade de potência.



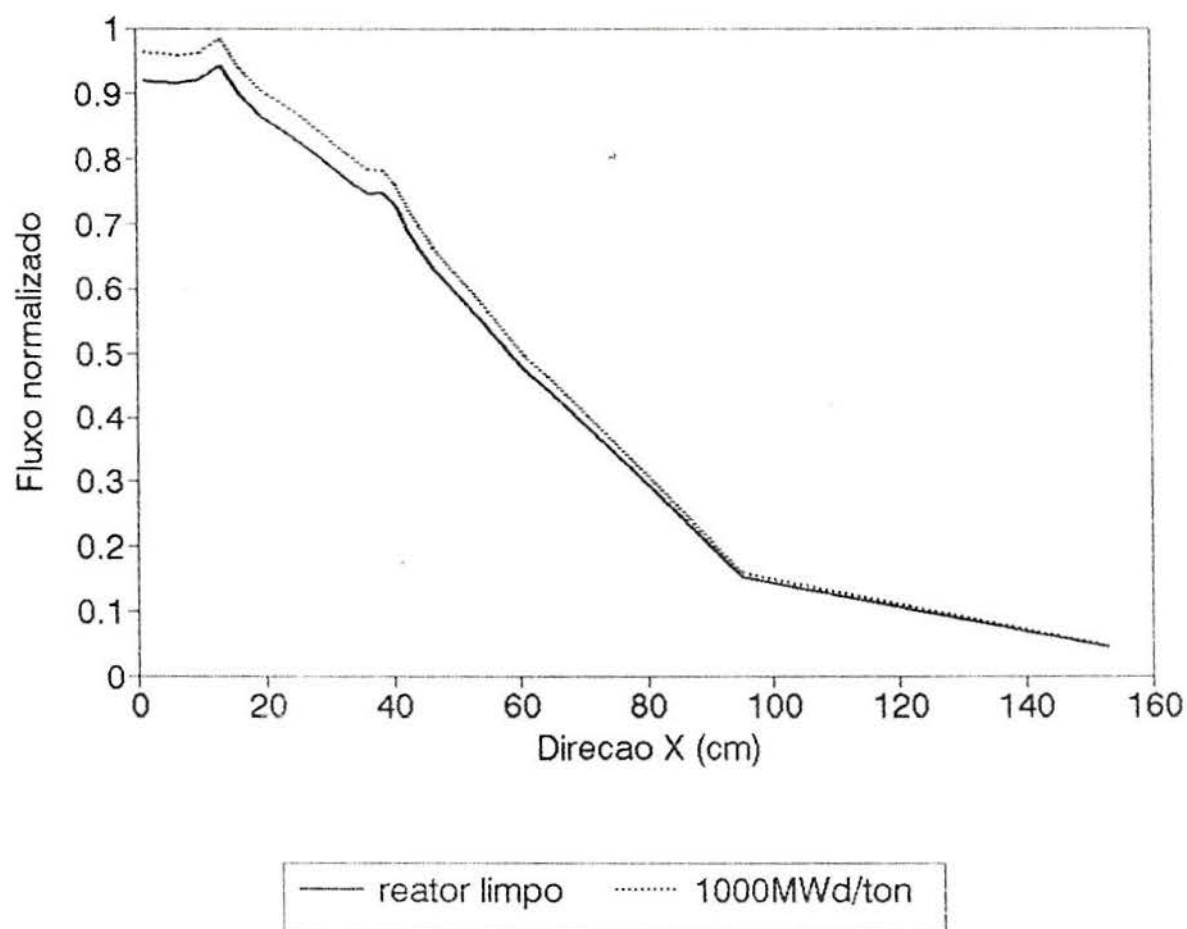


Figura 6.25- Distribuição do fluxo de neutrons na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado limpo e na queima de 1000MWd/ton.

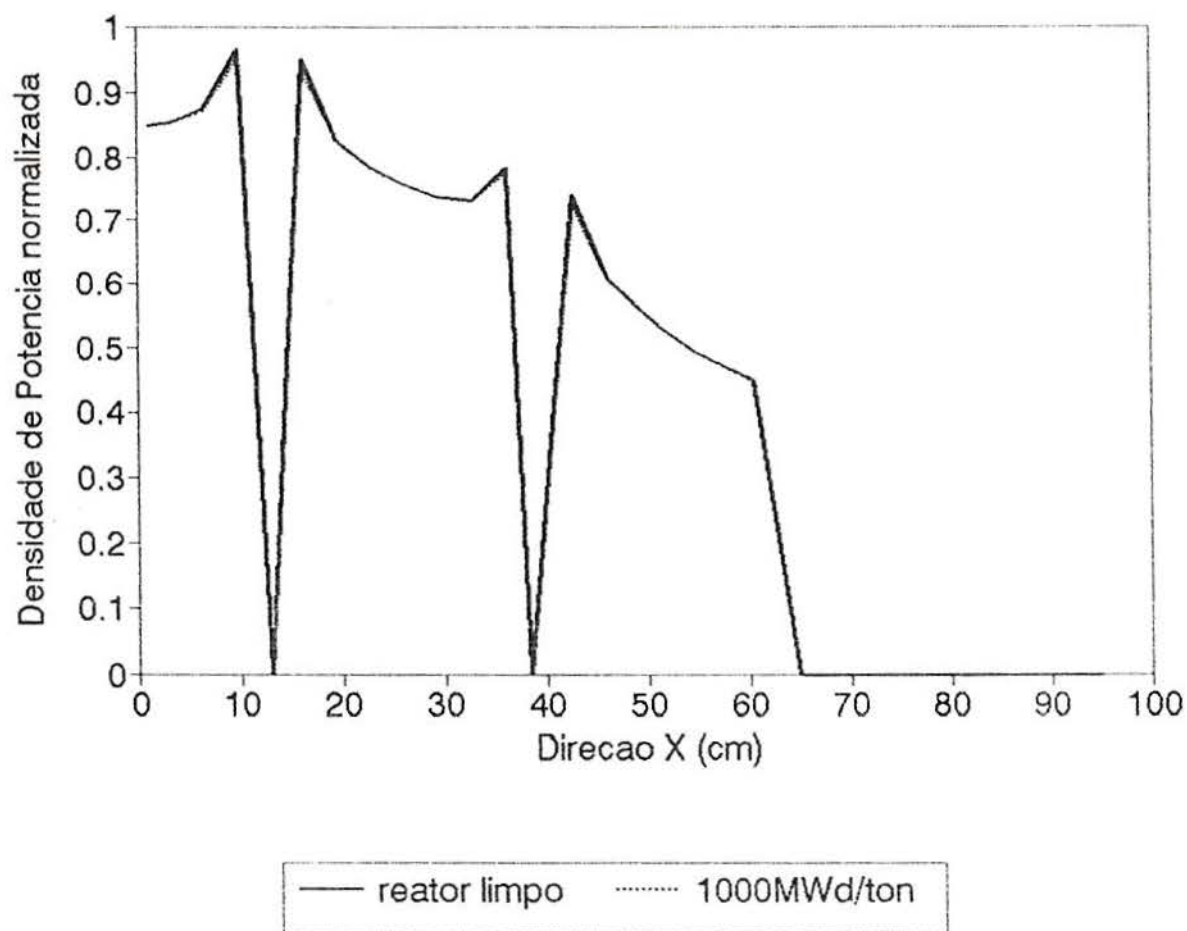


Figura 6.24- Distribuição da densidade de potência na direção X, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado limpo e na queima de 1000MWd/ton.

### 6.3.10. Queima de combustível

A distribuição de potência no reator depende diretamente da distribuição de fluxo de neutrons no núcleo, podendo variar de um módulo para outro em função da posição que o mesmo ocupe. Essa dependência de potência com a posição implica em diferentes queimas de combustível de módulo para módulo, sendo considerada uniforme dentro de um mesmo módulo. Desse modo, foi determinada a distribuição de potência no núcleo, em função da posição do módulo, para o reator na porosidade 0,70. Os resultados obtidos encontram-se sumarizados na tabela 6.11, para o reator com potência de  $113\text{MW}_t$ , sendo a potência média por módulo de  $6\text{MW}_t$ . Os números indicativos dos módulos encontram-se representados na figura 6.25, onde os graus de queima de cada módulo são apresentados, considerando as queimas médias de 1000, 3000, 5000 e 7500 MWd/ton.

Tabela 6.11- Distribuição de potência nos módulos do Reator Nuclear a Leito Fluidizado

nº módulo	potência ( $\text{MW}_t$ )
1	8,25
2	7,40
3	5,10
4	7,40
5	5,50
6	5,40
7	4,70

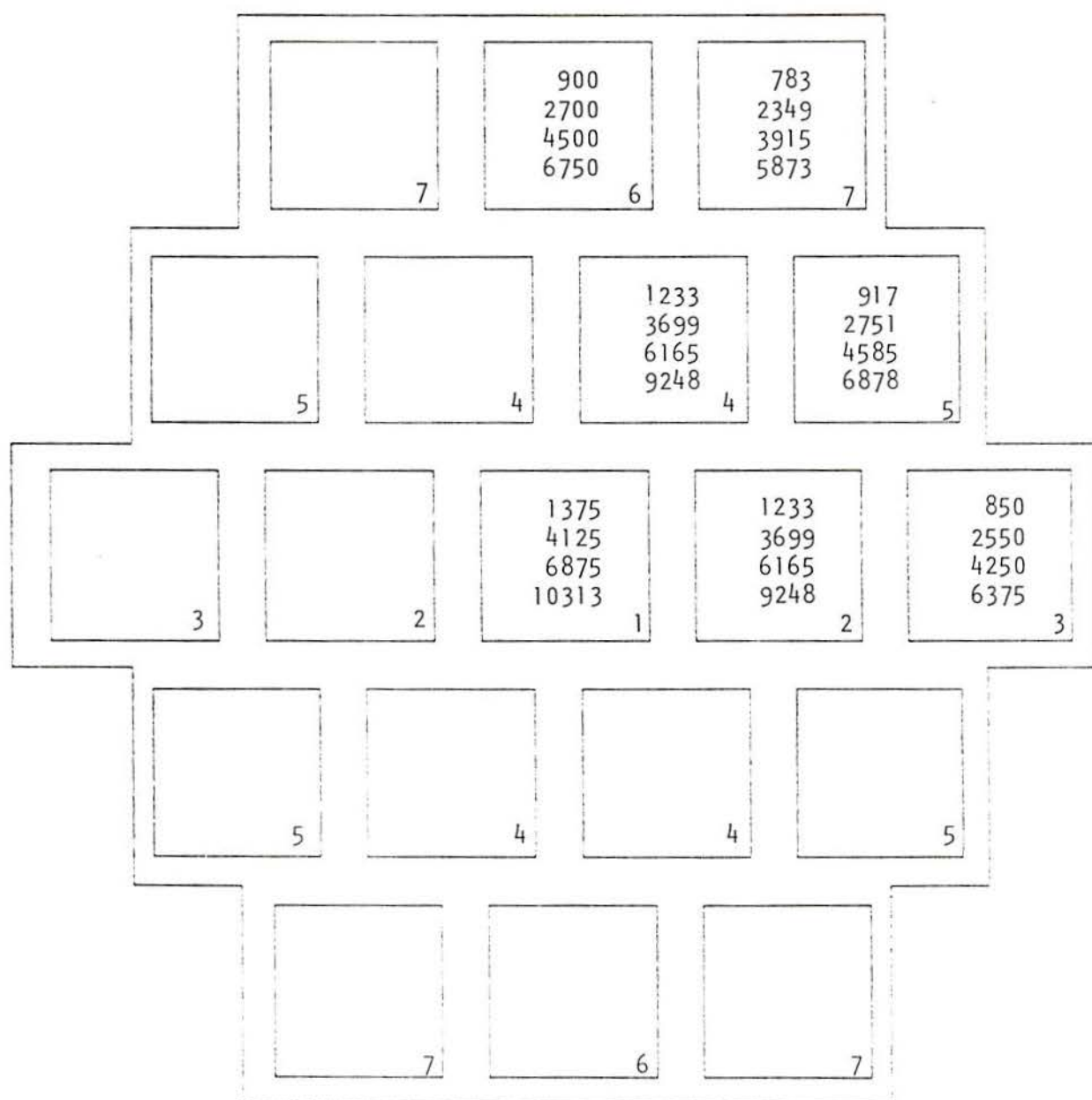


Figura 6.25- Esquema da distribuição de queima de combustível no Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, para queimas médias de 1000, 3000, 5000 e 7500 MWd/ton.

Analisando-se a figura 6.25 vê-se que a queima de combustível não é uniforme no reator, sendo no módulo número 1 de 1375 MWd/ton, enquanto no módulo número 7 de 783MWd/ton, para uma queima média no reator de 1000 MWd/ton. Esse fato requer que seja elaborada uma estratégia para troca de combustível nos módulos, em função do grau de queima, recomendando-se um estudo de gerenciamento de combustível.

#### 6.3.11. Efeito do anel absorvedor na reatividade

A reatividade do Reator Nuclear a Leito Fluidizado pode ser controlada pela porosidade e por um anel absorvedor de neutrons que pode ser gradualmente removido do núcleo. Para verificar se o anel absorvedor de neutrons pode de fato ser utilizado para controle da reatividade, um estudo foi feito para determinar os efeitos provocados pela inserção desse anel absorvedor na reatividade do sistema.

Para a realização dos cálculos, foi introduzida uma nova zona no núcleo do reator. Essa nova zona representa o anel absorvedor de neutrons e localiza-se na borda interna de cada módulo.

O efeito na reatividade devido a inserção do anel absorvedor no núcleo foi estudado [9] variando-se a profundidade de inserção de um anel de 2 cm de espessura composto de  $B_{10}$ , em percentuais de altura do núcleo. Os cálculos foram realizados considerando os percentuais de inserções iguais em todos os módulos e os resultados obtidos encontram-se na tabela 6.12. Esses dados foram usados para construir as curvas do



comportamento da reatividade em função da profundidade de inserção, para cada porosidade, conforme mostrados na figura 6.26. Pode-se verificar que o reator atinge a criticalidade entre as porosidades 0,50 e 0,60, sem a inserção do anel absorvedor de neutrons, e pode ser mantido crítico em qualquer porosidade no intervalo entre aproximadamente 0,50 a 0,80, desde que o anel absorvedor seja introduzido no núcleo em profundidades que variam em função da porosidade, de acordo com a tabela 6.13.

Tabela 6.12- Reatividade em função da inserção, em percentuais de altura do núcleo, do anel absorvedor de neutrons no núcleo do reator, nas diversas porosidades.

$\frac{\Delta H}{H}(\%)$	POROSIDADES					
	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90
0	-0,0703	-0,0212	0,0818	0,1217	0,1049	-0,1049
10	-0,0781	-0,0275	0,0781	0,1195	0,1037	-0,1055
20	-0,1035	-0,0470	0,0666	0,1124	0,1000	-0,1073
30	-0,1397	-0,0748	0,0498	0,1023	0,0946	-0,1100
40	-0,1898	-0,1138	0,0252	0,0877	0,0868	-0,1138
50	-0,2601	-0,1701	-0,0102	0,0666	0,0752	-0,1193
60	-0,3623	-0,2475	-0,0578	0,0387	0,0602	-0,1262
70	-0,4970	-0,3486	-0,1182	0,0038	0,0419	-0,1344
80	-0,6820	-0,4853	-0,1972	-0,0410	0,0194	-0,1443
90	-0,9445	-0,6726	-0,3013	-0,0981	-0,0089	-0,1566
100	-1,3149	-0,9225	-0,4347	-0,1681	-0,0422	-0,1707

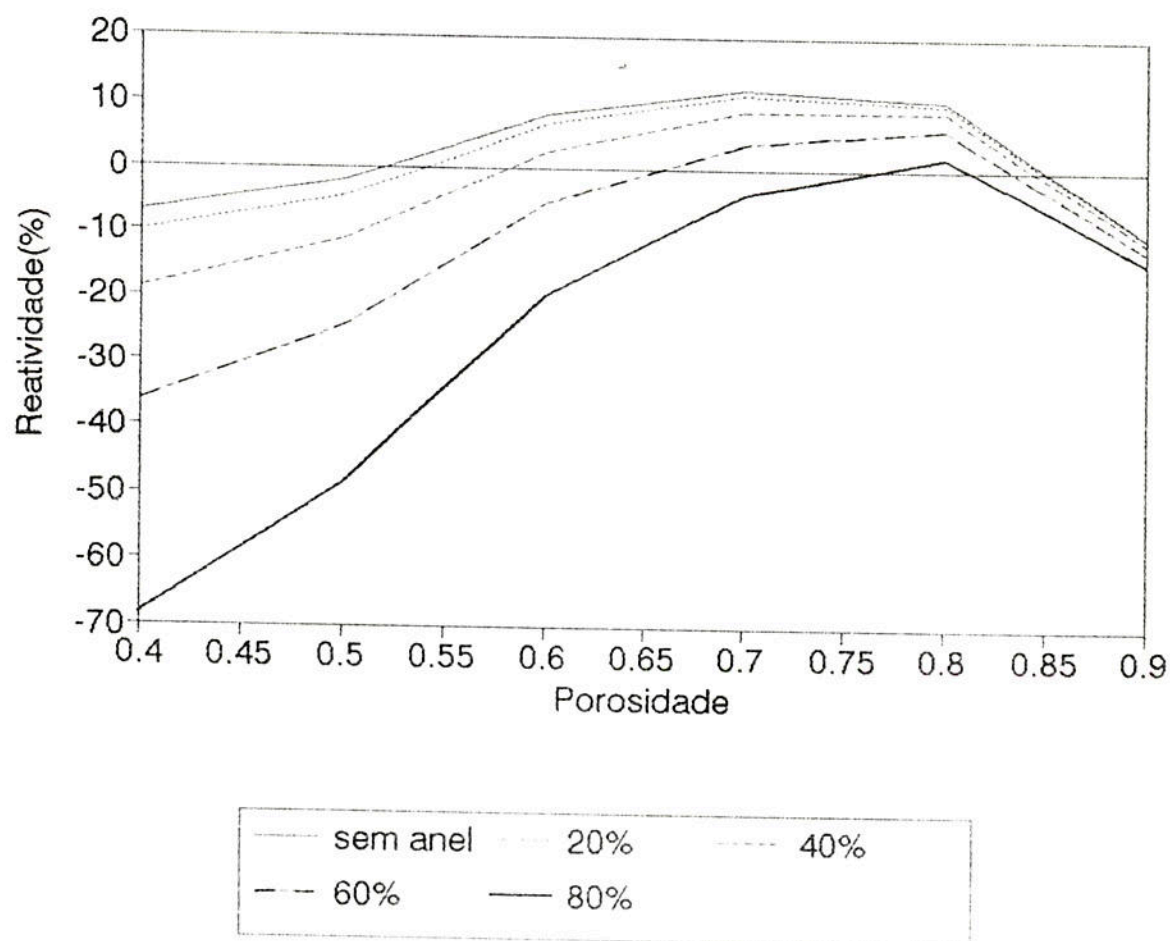


Figura 6.26- Curvas da reatividade em função da porosidade para diversos percentuais de inserção do anel absorvedor de nêutrons no núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Tabela 6.13- Profundidade de inserção, em centímetros e em percentuais de altura, do anel absorvedor de neutrons no núcleo, de modo a tornar o reator crítico.

$\epsilon$	Inserção (cm)	$\Delta H/H(\%)$
0,60	50	48
0,70	98	70
0,80	182	87

De acordo com a tabela 6.13, para o reator operar na criticalidade com porosidade 0,60 o anel absorvedor deve ser inserido até atingir 48% da altura do núcleo nessa porosidade, ou seja, deve ser inserido 50cm. Para operar na criticalidade com porosidade 0,70 o anel deve ocupar 70% da altura do núcleo nessa porosidade, devendo ser inserido 98cm no núcleo. Na porosidade 0,80 o reator é crítico se o anel absorvedor estiver inserido em 87% da altura, ocupando 182cm do núcleo.

Analisando-se a tabela 6.13 e as curvas da figura 6.27, observa-se que a introdução do anel absorvedor de neutrons no núcleo do reator provoca o deslocamento do máximo da curva de reatividade em função da porosidade. Para o núcleo sem o anel absorvedor o máximo da curva ocorre em torno da porosidade 0,70, com a introdução total do anel esse máximo é deslocado para a porosidade 0,80.

Esse estudo mostrou que o anel absorvedor de neutrons atua sobre a reatividade do núcleo de maneira similar a uma barra de controle, podendo ser utilizado para controle da reatividade a longo prazo. De modo a utilizar o anel absorvedor para controle da reatividade e operar o reator no ponto

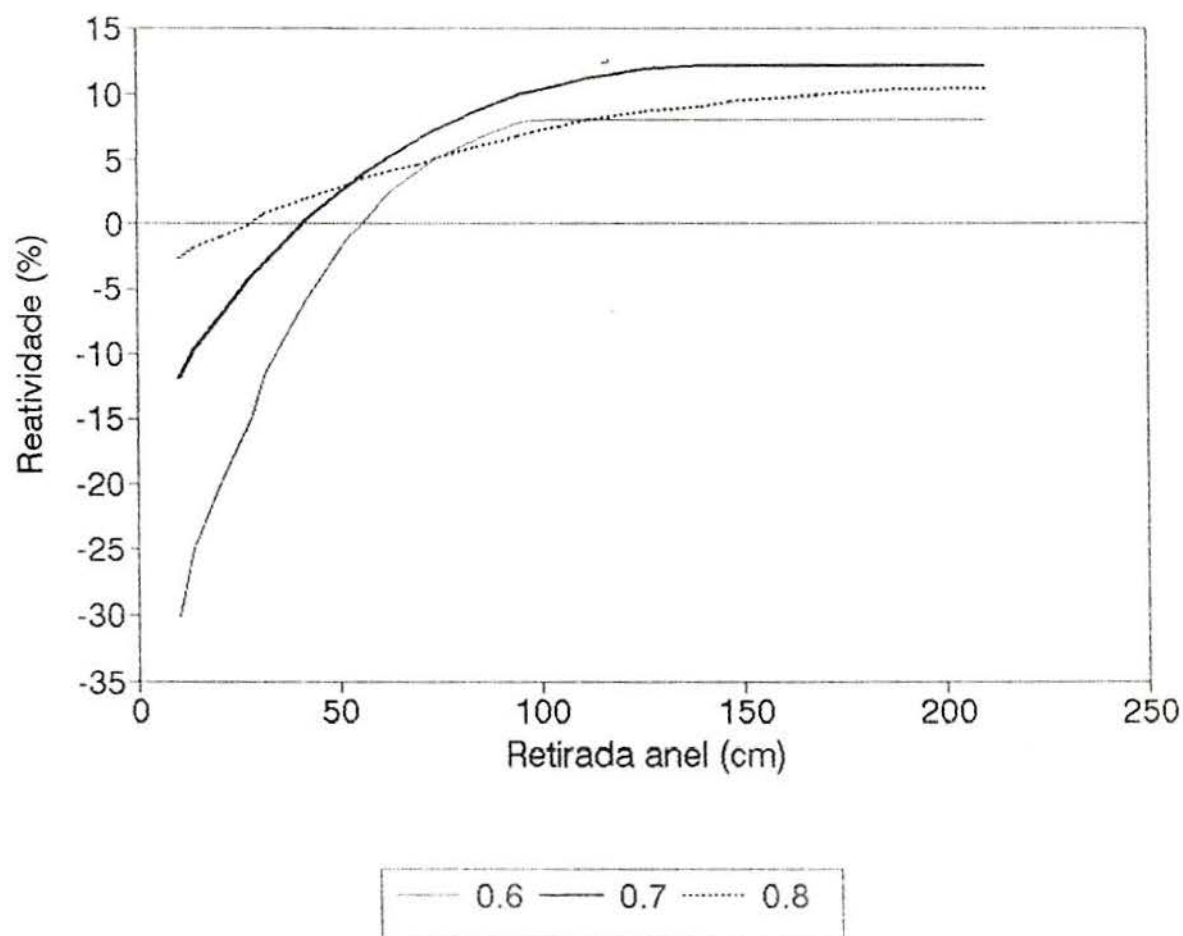


Figura 6.27- Curvas da reatividade em função da retirada do anel absorvedor de neutrons do núcleo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, nas diversas porosidades.

máximo da curva de reatividade em função da porosidade, de tal forma, que qualquer acréscimo ou decréscimo na porosidade faça com que o reator fique subcrítico, foi realizado um estudo da retirada do anel absorvedor do núcleo nas diversas porosidades. Os resultados obtidos do comportamento da reatividade em função da retirada do anel absorvedor do núcleo, nas diversas porosidades onde o reator é crítico estão mostrados na figura 6.27. As curvas mostram que o anel inserido em 90% da altura do núcleo torna o sistema subcrítico em qualquer porosidade e, a criticalidade é inicialmente alcançada quando o anel é posicionado a aproximadamente 28cm de altura e o núcleo se encontra na porosidade 0,80. As curvas indicam que, para o reator operar sempre no máximo da curva de reatividade, o reator inicia operando na porosidade 0,80 com o anel posicionado a 28cm de altura, a medida que a reatividade do sistema diminui, o anel deve ser gradualmente retirado e a porosidade ajustada, de tal forma que ao anel atingir a posição de 52cm de altura, a porosidade deve ser de 0,70, que corresponde, aproximadamente, ao máximo de reatividade. Na porosidade 0,70, a retirada do anel continua até que seja totalmente removido do núcleo. Comparando os resultados representados nas figuras 6.22, 6.26 e 6.27 pode-se estimar que o excesso de reatividade controlado pelo anel absorvedor de neutrons, pode proporcionar um período de queima de combustível de cerca de 7500MWd/ton.



### 6.3.12 Distribuição da densidade de potência em função da inserção do anel absorvedor de neutrons

A distribuição da densidade de potência no reator foi determinada, verificando-se o comportamento dessa distribuição com a inserção do anel absorvedor de neutrons no núcleo do reator. Os cálculos foram realizados para o reator limpo, na porosidade 0,70, os resultados obtidos para o centro do reator, na direção axial, normalizados em relação à máxima densidade de potência, encontram-se representados na figura 6.28. As curvas indicam que a região do núcleo, na qual o anel absorvedor foi inserido sofre uma perda na densidade de potência e, como a potência total deve ser mantida constante, ocorre um pico de densidade de potência próxima à base do núcleo.

Os máximos fatores de pico foram determinados para o reator, encontrando-se os valores de 2,30 para o núcleo sem inserção do anel absorvedor e 4,7 para a condição operacional em que 80% do anel encontra-se inserido no núcleo.

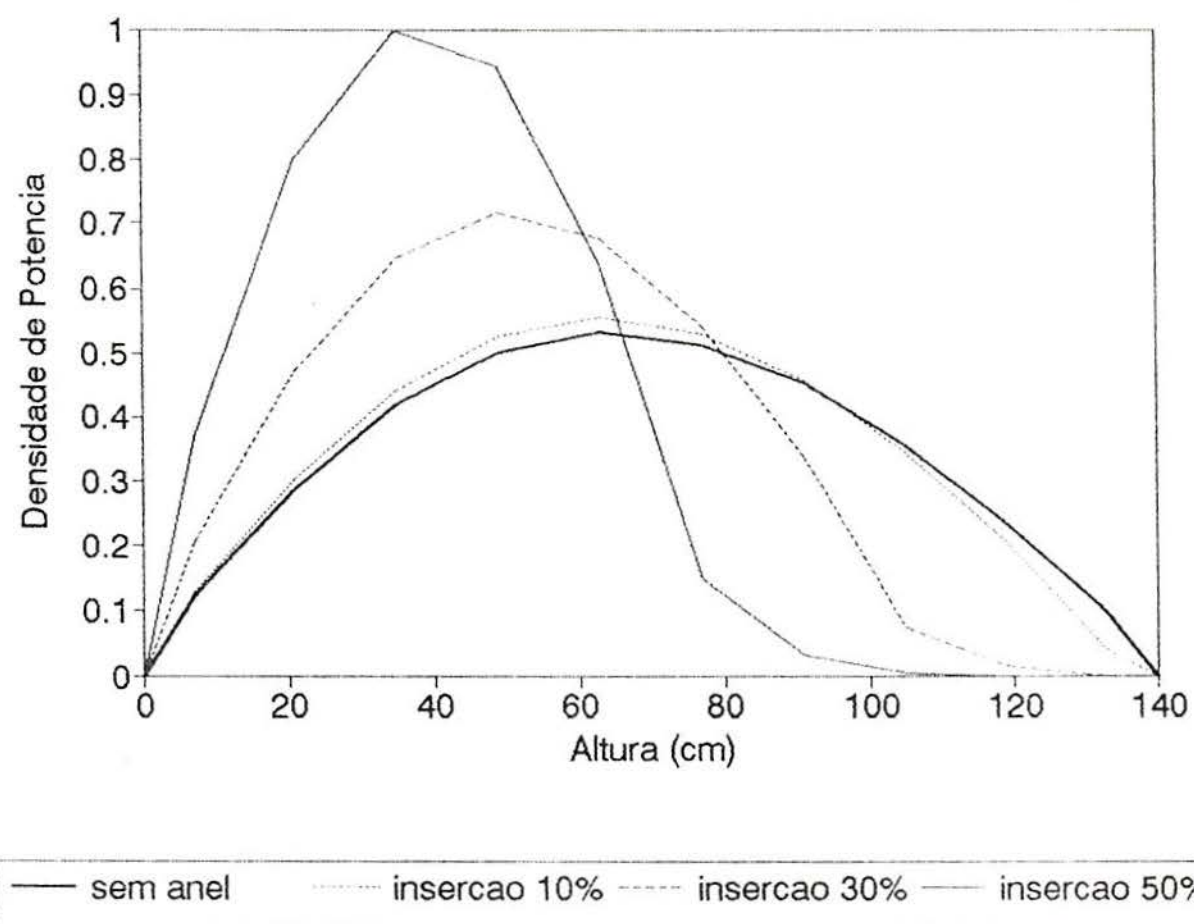


Figura 6.28- Distribuição da densidade de potência na direção axial, em função da inserção do anel absorvedor de neutrons.

### 6.3.13 Ponto operacional do reator

O estudo neutrônico do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, no estado estacionário, mostrou que o mesmo apresenta as seguintes características operacionais:

- a porosidade e o anel absorvedor de neutrons podem ser usados para controle operacional da reatividade;
- o reator pode operar no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade;
- o reator limpo e frio, com o anel absorvedor de neutrons totalmente inserido no núcleo, é subcrítico;
- o reator limpo e quente, com o anel absorvedor de neutrons totalmente retirado do núcleo, possui uma reserva de reatividade em torno de 12,17% na porosidade 0,70;
- o reator limpo e quente pode ser mantido crítico em qualquer porosidade no intervalo entre aproximadamente 0,50 a 0,80, desde que o anel absorvedor seja introduzido no núcleo em profundidades que variam com a porosidade;
- o reator limpo e quente pode operar no ponto máximo da curva de reatividade entre as porosidades 0,70 a 0,80, com o anel absorvedor sendo posicionado inicialmente a 28cm de altura até ser totalmente removido.

Essas características possibilitaram elaborar estratégias de partida, operação normal e desligamento do reator, as quais são descritas a seguir.

## 6.4. PARTIDA E DESLIGAMENTO DO REATOR

As estratégias de partida e desligamento do reator, em diferentes situações, foram elaboradas com base no estudo neutrônico realizado nesse capítulo. Considerou-se a partida do reator nas condições de frio, quente, limpo e com combustível queimado.

### 6.4.1. Partida do reator frio e limpo

Considerando o reator frio e limpo, os elementos combustíveis, na temperatura ambiente a  $25^{\circ}\text{C}$ , são levados da câmara de combustível para o núcleo pelo aumento no fluxo de refrigerante. No interior do núcleo, ainda na temperatura de  $25^{\circ}\text{C}$ , na porosidade 0,4 e anel absorvedor de neutrons totalmente inserido no núcleo, a reatividade está em torno de -1,172, o núcleo continua nessa porosidade até que a temperatura operacional de  $308^{\circ}\text{C}$  seja alcançada, quando então a reatividade é de -1,3149. Após atingida essa temperatura, a vazão de refrigerante deve aumentar até que a porosidade 0,7 seja alcançada. Nesse ponto, o reator continua subcrítico com reatividade de -0,1681. Uma varredura entre as porosidades 0,7 e 0,80 é feita. Após retira-se lentamente um pouco do anel absorvedor, nova varredura é feita com o propósito de verificar se o núcleo é crítico e um pouco mais do anel é retirado. Essa operação continua até que seja alcançada a criticalidade do núcleo que deve estar situada na porosidade 0,80 com anel absorvedor posicionado a uma altura de 28cm na

temperatura de 308°C, quando então o reator entra em operação normal.

#### 6.4.2. Partida do reator frio com combustível queimado

As estratégias para partida do reator frio com combustível queimado são idênticas as do reator frio e limpo, somente que nesse caso quando o reator atingir a temperatura de 308°C ou a porosidade 0,8 a posição do anel absorvedor deverá ser tal que o reator seja crítico. Para isso deve-se conhecer a reatividade do núcleo em função da queima e a reatividade em função da retirada do anel absorvedor de neutrons, de forma que o grau de queima do combustível determina a posição do anel no interior do núcleo. O conhecimento das curvas da reatividade em função da queima e da retirada do anel absorvedor de neutrons, apresentados nos itens 6.3.7, 6.3.8 e 6.3.11, permite compensar a perda de reatividade provocada pela queima, pela inserção de reatividade produzida pela retirada do anel absorvedor, mantendo o sistema crítico.

#### 6.4.3. Partida do reator quente e limpo

Com os elementos combustíveis localizados na câmara de combustível e a bomba hidráulica em baixa rotação o reator é aquecido até a temperatura de 308°C. Quando essa temperatura é alcançada, a rotação da bomba aumenta e os elementos combustíveis são levados ao núcleo pelo fluxo de refrigeran-



te. Com o núcleo na porosidade 0,4 e anel absorvedor de neutrons totalmente inserido a reatividade é de -1,3149, a rotação da bomba continua a aumentar até que a porosidade 0,7 seja alcançada, nessa porosidade a reatividade é de -0,1681, uma varredura entre as porosidades 0,70 e 0,80 é realizada encontrando uma reatividade de -0,0422 na porosidade 0,80, sendo esta a máxima com o anel totalmente inserido. Retorna-se à porosidade 0,70 e retira-se gradualmente um pouco do anel absorvedor e uma varredura entre essas porosidades é feita com o propósito de verificar se o núcleo é crítico, se não for crítico, retira-se mais um pouco do anel e nova varredura é realizada. A operação continua até que seja localizado o ponto crítico do reator, que corresponde a aproximadamente 28cm de retirada do anel e porosidade 0,80.

#### 6.4.4. Partida do reator quente e com combustível queimado

A mesma estratégia adotada para partida do reator quente e limpo pode ser empregada na partida do reator quente e com combustível queimado, somente observando que a posição do anel absorvedor de neutrons deverá ser tal que compense a queima de combustível e o reator seja crítico na porosidade que corresponde ao máximo de reatividade.

#### 6.4.5. Desligamento normal do reator

O desligamento normal do reator é facilmente obtido diminuindo a velocidade de rotação da bomba, com isso diminui o fluxo de fluido refrigerante, ocasionando a diminuição da porosidade do núcleo levando ao desligamento do reator, pois os elementos combustíveis saem para fora do núcleo ficando seguramente armazenados na câmara de combustível.

#### 6.4.6. Desligamento emergencial do reator

No caso de uma possível situação de emergência em que seja necessário o desligamento do reator, a bomba é desligada ou sua vazão reduzida, resultando na precipitação dos elementos combustíveis do núcleo para a câmara de combustível onde, devido à sua configuração geométrica ficam em condição subcrítica e seguramente armazenados, envolvidos por uma piscina com água. Caso necessário, os elementos combustíveis podem ser descarregados do módulo através da válvula de descarga e armazenados numa piscina de resfriamento localizada abaixo do reator.

## 6.5. MÉTODOS DE CONTROLE DO REATOR

Os cálculos neutrônicos realizados mostram que a reatividade é fortemente dependente da porosidade e da posição do anel absorvedor de neutrons no interior do reator, conforme pode ser visto nas figuras 6.12 e 6.26 e tabela 6.12. Dessa forma, a utilização combinada do ajuste da porosidade e do anel absorvedor de neutrons, fornecem um excesso de reatividade suficiente para o controle do reator nas condições normais de operação.

### 6.5.1. Controle a curto prazo

Durante as condições normais de operação, pequenas flutuações de reatividade são controladas através da variação do fluxo de refrigerante. No ponto operacional do reator, a porosidade é ajustada para permanecer um pouco abaixo da porosidade correspondente ao máximo de reatividade, de tal forma a fornecer uma faixa segura de ajuste para compensar a perda de reatividade a curto prazo. Isso é possível, pois os estudos realizados nos capítulos 5 (tabela 5.5) e 8 (tabela 8.2) mostram que uma variação de 5% no número de rotações da bomba hidráulica produz um excesso máximo de reatividade de 0,33% e variações maiores ou menores que 5% no número de rotações da bomba provocam excesso de reatividade menores do que 0,33%.

### 6.5.2. Controle a longo prazo

Para compensar os efeitos provocados pela queima de combustível na reatividade do reator, utiliza-se o anel absorvedor de neutrons, que pode ser retirado gradualmente do núcleo, de forma a manter o reator sempre crítico. A retirada gradual do anel absorvedor e as posições que o mesmo ocupa no núcleo depende do grau de queima do combustível, sendo o mesmo ajustado de forma a compensar a perda de reatividade produzida pela queima. A utilização do anel absorvedor de neutrons constitui-se em um controle a longo prazo da reatividade do sistema.

## 6.6. MÉTODO DE TROCA DE COMBUSTÍVEL

A característica modular do reator permite que a recarga de combustível possa ser feita com o reator em funcionamento, pois o reator pode ser mantido crítico quando determinados módulos são retirados de funcionamento, conforme mostrado no item 6.3.6.

O contínuo movimento dos elementos combustíveis no interior dos módulos resulta em uma queima uniforme de todos os elementos combustíveis em cada módulo, independente do fluxo neutrônico. Dessa forma todas as esferas de combustíveis num módulo são trocadas em função do grau de queima. O procedimento de troca envolve:

- escolha do módulo a ser recarregado;
- diminuição da velocidade de rotação da bomba que comanda o módulo, de forma que os elementos combustíveis deixem o núcleo e caiam para a câmara de combustíveis;
- desligamento da bomba;
- despressurização do módulo;
- abertura da válvula de descarga de combustível e
- escoamento dos elementos combustíveis para a piscina de estocagem;
- recarregamento do módulo através do eixo de alimentação de combustível.



## 6.7. CÁLCULOS PARA UM MÓDULO

Com o propósito de verificar o comportamento da reatividade em função da porosidade e a distribuição do fluxo de neutrons em um módulo, foi utilizado o código 3DB, considerando o reator como constituído por somente um módulo. Os cálculos foram realizados em geometria cilíndrica  $(R, \theta, Z)$ , considerando  $1/8$  do módulo. O sistema de coordenadas foi colocado no centro do módulo, sendo os intervalos dados por:  $0 \leq R \leq 14.91$  cm,  $0 \leq \theta \leq 0,25$  e  $-H(\epsilon)/2 \leq Z \leq +H(\epsilon)/2$ . Para trabalhar em geometria cilíndrica utilizou-se a equivalência em área para converter a carcaça hexagonal em cilíndrica. Os cálculos foram realizados considerando a condição de vácuo no topo do módulo e reflexiva nas demais direções.

### 6.7.1. Reatividade em função da porosidade

Para verificar o comportamento da reatividade em função da porosidade para o reator formado por somente um módulo, determinou-se os valores da reatividade nas diversas porosidades e os resultados obtidos encontram-se na tabela 6.14. A curva que representa esse comportamento é mostrado na figura 6.29.

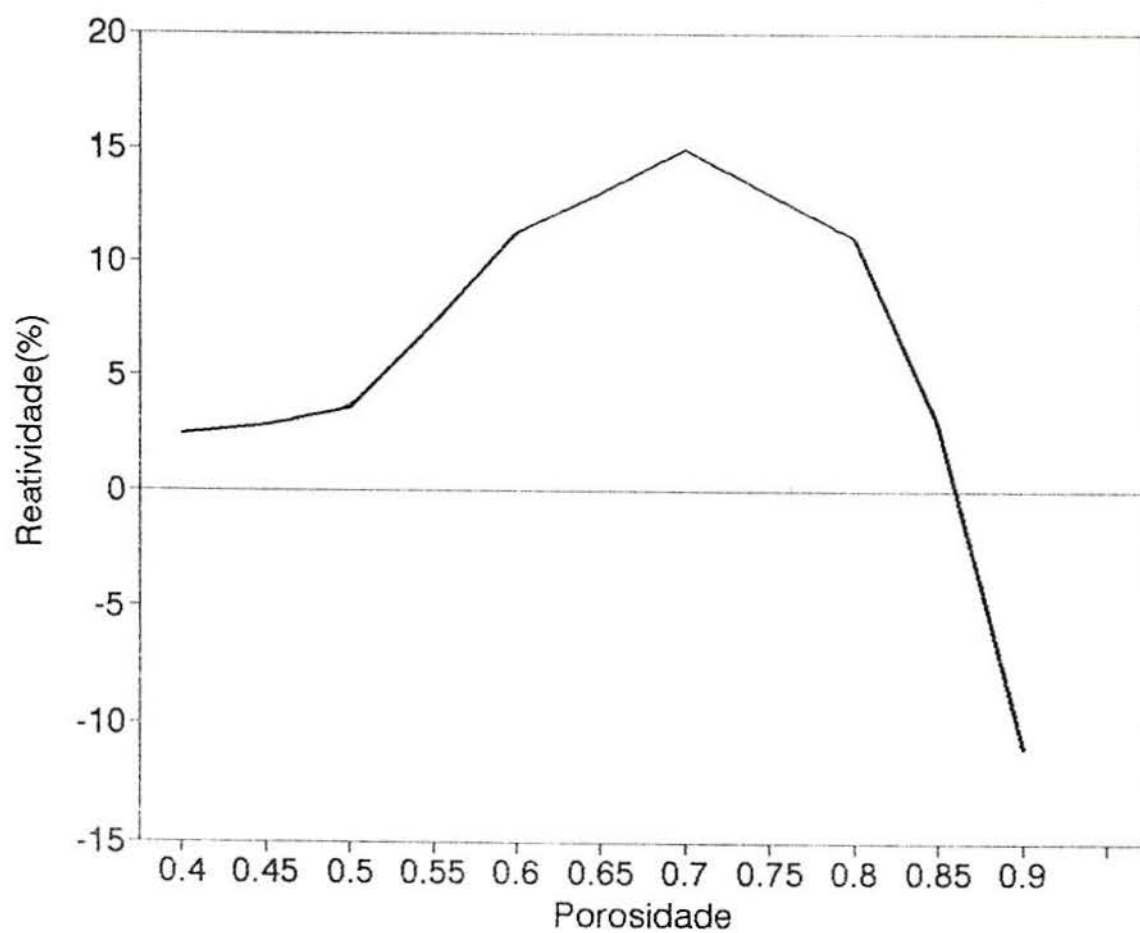


Figura 6.29- Curva da reatividade em função da porosidade para o reator formado por um módulo.

Tabela 6.14- Reatividade em função da porosidade para o reator formado por somente um módulo.

$\varepsilon$	$\rho(\%)$
0,40	2,42
0,50	3,55
0,60	11,27
0,70	15,01
0,80	11,04
0,90	-11,06

A figura 6.29 mostra o comportamento da reatividade em função da porosidade para o reator formado por somente um módulo. Essa curva indica que o módulo apresenta o mesmo comportamento do reator padrão em termos da dependência da reatividade com a porosidade, conforme mostrado no item 6.3.2. Os resultados indicam que a reatividade de um módulo está acima da criticalidade em todas as porosidades, exceto em 0,90 em que o módulo é subcrítico.

#### 6.7.2. Distribuição do fluxo de neutrons

Para verificar a distribuição do fluxo de neutrons e o comportamento dessa distribuição com a porosidade em um reator formado por somente um módulo, efetuamos os cálculos neutrônicos em diversos pontos do módulo e tomamos os resultados na direção radial a partir do centro do módulo.

A figura 6.30 representa a distribuição do fluxo de neutrons rápido e térmico em função da porosidade do núcleo. A curva mostra o predomínio do fluxo rápido para baixas poro-

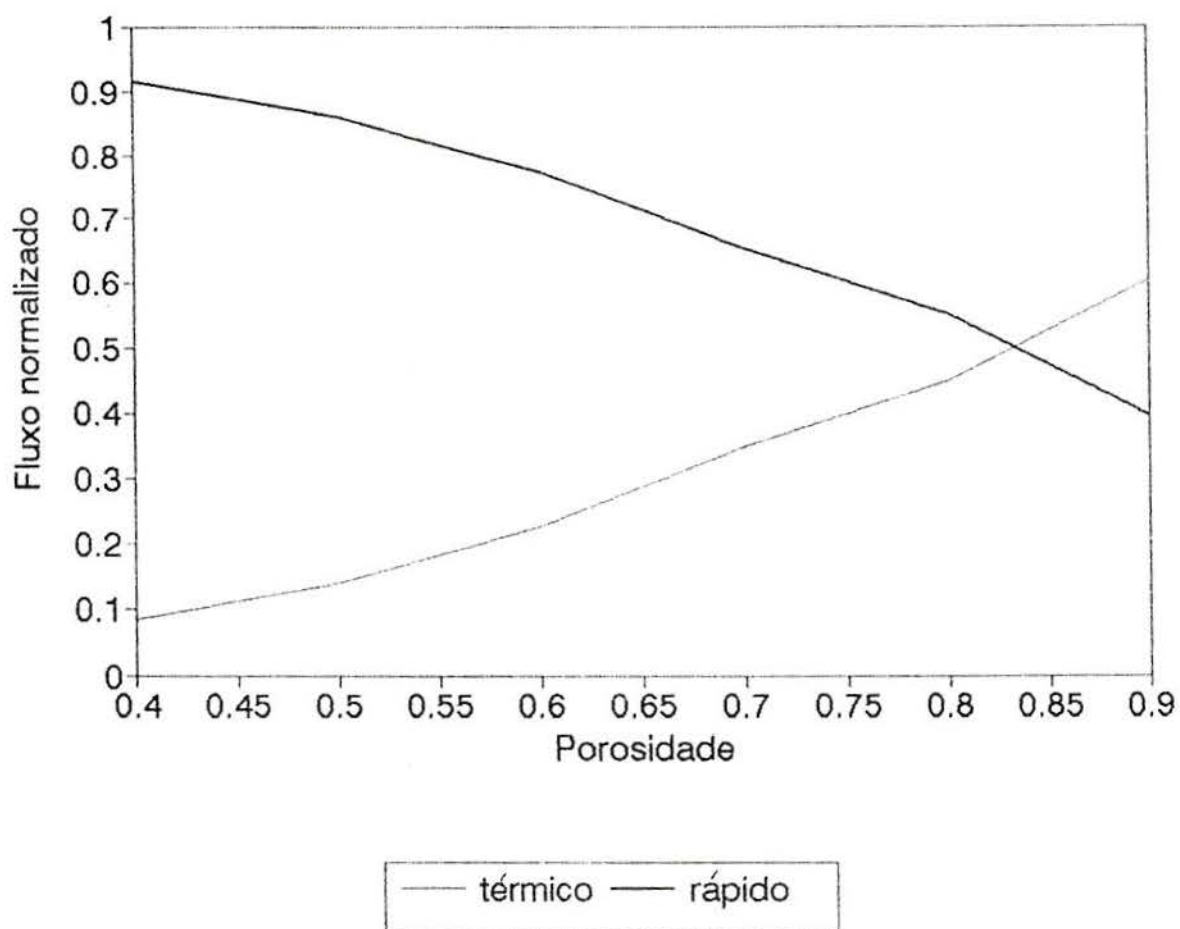


Figura 6.30- Distribuição dos fluxos de neutrons térmico e rápido para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, nas diversas porosidades.

sidades, fato que se inverte em altas porosidades, devido ao aumento no volume de moderador.

A distribuição do fluxo de neutrons rápido, térmico e total foi determinada na direção radial, a partir do centro do módulo. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 6.31.

As curvas da figura 6.31 mostram o comportamento do fluxo de neutrons na direção radial para um módulo operando na porosidade 0,70. Os resultados, normalizados em relação ao fluxo máximo nessa porosidade, indicam que tanto o fluxo rápido como o térmico decrescem radialmente a partir do centro do reator.

#### 6.7.3. Distribuição de densidade de potência

A distribuição de densidade de potência foi determinada para o reator formado por apenas um módulo, operando na porosidade 0,70. Os resultados obtidos, para a direção radial a partir do centro do reator e normalizados em relação à distribuição máxima, encontram-se representados na figura 6.32. Analisando a curva obtida, verifica-se que a densidade máxima de potência ocorre no centro do módulo, decrescendo radialmente a partir do centro do reator.



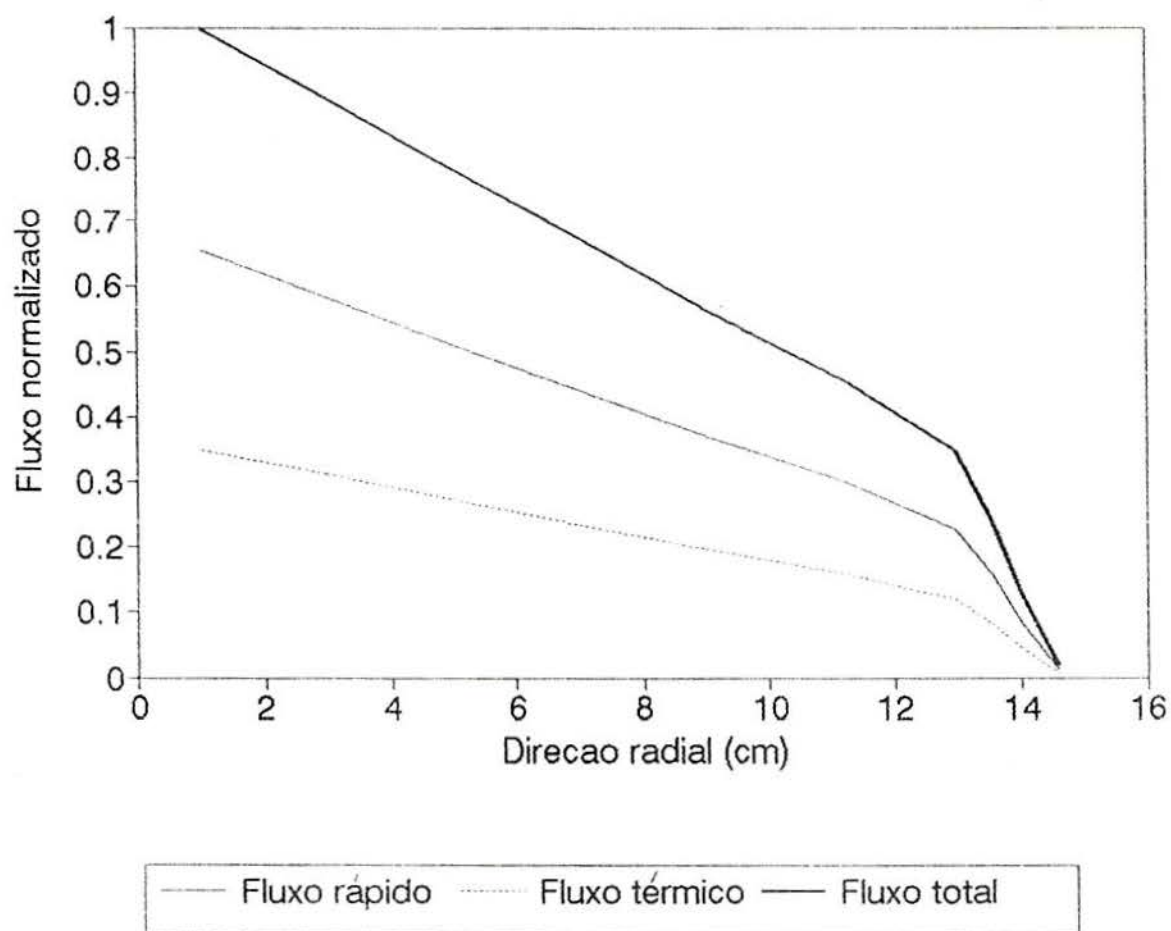


Figura 6.31- Distribuição do fluxo de neutrons em função da direção radial para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, na porosidade 0,7.

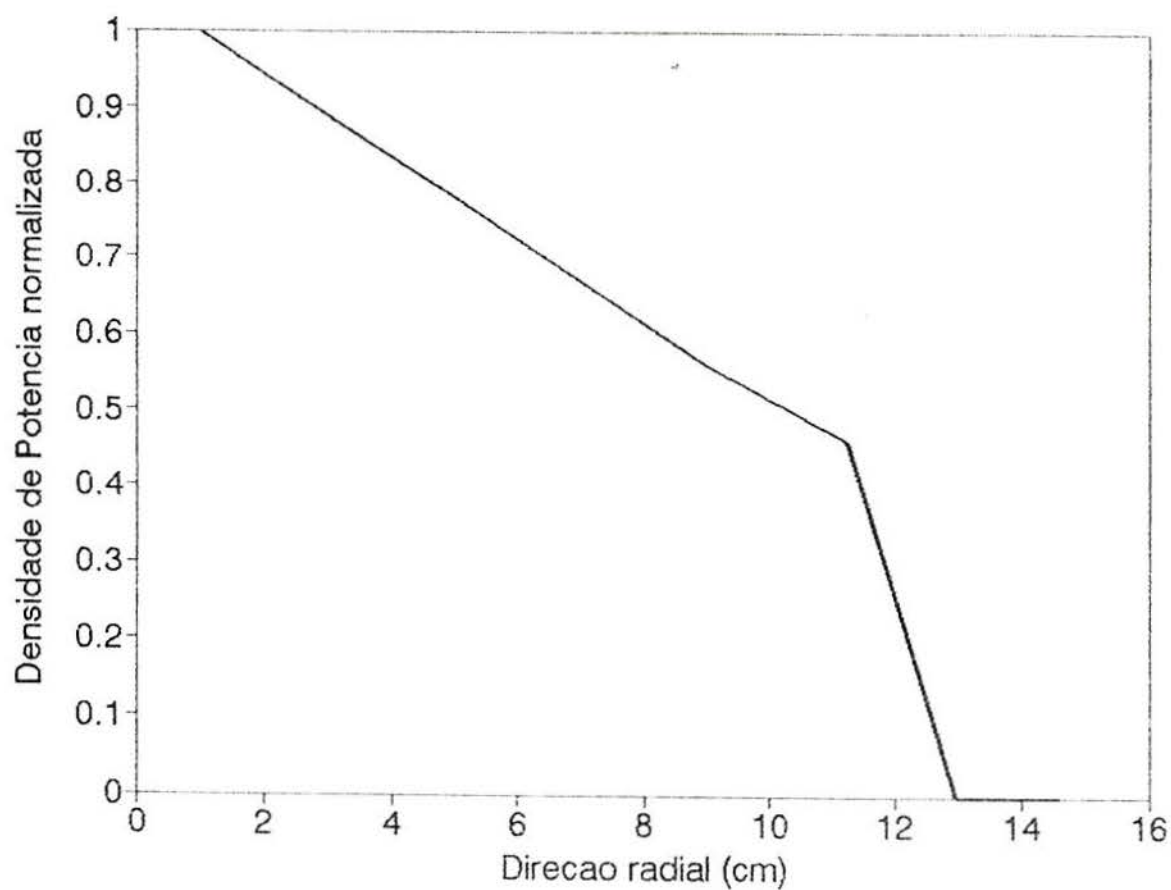


Figura 6.32- Distribuição da densidade de potência na direção radial para um módulo do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, na porosidade 0,70.

## CAPITULO 7

### TERMICA

As características termohidráulicas de um reator nuclear determinam a integridade do combustível e do revestimento, as condições de saída do refrigerante e o "feedback" de temperaturas para os cálculos neutrônicos. Em geral, nos reatores convencionais, a máxima potência extraída é determinada pelos limites de temperaturas dos materiais. No Reator Nuclear a Leito Fluidizado essa potência máxima é limitada pela porosidade do núcleo, de tal forma que o aumento na porosidade implica em maior potência extraída.

#### 7.1. CARACTERÍSTICAS GERAIS

O reator em estudo é do tipo modular, sendo o reator padrão formado por um conjunto de módulos independentes, mas neutronicamente formando uma unidade. As características térmicas do reator padrão, de um módulo e do elemento combustível são apresentadas a seguir.

##### 7.1.1. Reator padrão

O Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão apresenta as seguintes características:

- número de módulos: 19
- potência térmica ( $MW_t$ ): função da porosidade  
sendo operacionalmente máxima em  $\varepsilon=0,80$ . 113

- pressão de operação (MPa):	15,5
- temperatura de entrada do refrigerante (°C):	291
- temperatura de saída do refrigerante (°C):	326
- vazão mássica (kg/s): função da porosidade sendo operacionalmente máxima em $\varepsilon=0,80$ .	555

### 7.1.2. Módulo

Cada módulo que constitui o reator padrão apresenta as seguintes características:

- potência térmica ( $MW_t$ ): função da porosidade sendo operacionalmente máxima em $\varepsilon=0,80$ .	5,94
- pressão de operação (MPa):	15,5
- temperatura de entrada do refrigerante (°C):	291
- temperatura de saída do refrigerante (°C):	326
- vazão mássica (kg/s): função da porosidade sendo operacionalmente máxima em $\varepsilon=0,80$ .	29,20

### 7.1.3. Elemento combustível

O elemento combustível é constituído por esferas de dióxido de urânio enriquecidas a 2,2% e revestidas por zircaloy, apresentando as seguintes dimensões:

- diâmetro interno (mm):	7,0
- espessura do revestimento (mm):	0,5
- diâmetro externo (mm):	8,0

## 7.2. MODELO TÉRMICO

O reator padrão em estudo é formado por 19 módulos, cada um deles contendo aproximadamente 76.900 esferas de elemento combustível que fluidizam em água leve. Em cada módulo o refrigerante, que extrai a energia gerada no núcleo, flui entre os elementos combustíveis formando uma mistura. Para o cálculo térmico do Reator Nuclear a Leito Fluidizado, assume-se as seguintes hipóteses:

- 1-considera-se o regime de fluidização particulada, sendo a porosidade homogênea em cada módulo;
- 2-considera-se uma mistura homogênea de combustível, revestimento e moderador em cada módulo que constitui o reator;
- 3-os módulos são considerados como sendo constituídos por conjuntos ordenados de esferas de combustíveis, de modo a formarem cilindros verticais. Dessa forma, a área da seção transversal do combustível foi corrigida pela porosidade do núcleo, sendo dada por:

$$A_c = \pi D_i^2 (1 - \epsilon) / 4;$$

- 4-considera-se desprezível a variação radial da densidade de potência no elemento combustível, devido ao grande número de elementos combustíveis e a pequena área em relação à do núcleo;
- 5-para simplicidade de cálculo despreza-se o espaço existente entre o combustível e o revestimento;
- 6-a densidade máxima de potência no núcleo é obtida a partir da densidade máxima de potência no combustível, corrigida pela razão entre o volume de combustível pelo volume total, re-



presentado pelo termo  $(1-\varepsilon)$ ;

7-considera-se um valor médio do coeficiente convectivo de transferência de calor entre o fluido refrigerante e os elementos combustíveis, apesar das propriedades físicas do refrigerante variar com a temperatura e

8-considera-se que a geração de energia ocorre somente no combustível.

### 7.3. COEFICIENTE DE CONVECÇÃO

A determinação do coeficiente de convecção baseou-se em estudos específicos de correlações para leitos fluidizados. Foram analisadas as correlações propostas por Sunkoori e Kaparthi [69], Holman, Moore e Wong [33], Frantz [26], Vliet e Leppert [71], Hughmark [34] e Chu [51]. Os resultados obtidos por essas correlações apresentam grandes discrepâncias, sendo que apenas três delas mostram comportamento similar da curva do coeficiente de convecção em função do número de Reynolds. Dessas correlações que apresentam comportamento similar escolheu-se a proposta por Hughmark [34], que fornece valores intermediários para o coeficiente convectivo. Dessa forma, o coeficiente de convecção para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi avaliado pela seguinte correlação proposta por Hughmark [34]:

$$Nu=2 + 0,27(Re)^{0,62} (Pr)^{1/3}. \quad (7.1)$$

Utilizando a correlação de Richardson e Zaki [58] para relacionar a velocidade do fluido refrigerante com a porosidade, substituindo o número de Reynolds e de Nusselt na equação (7.1), o coeficiente de convecção em função da porosidade resulta:

$$h_f = [2 + 0,27(\rho_f \cdot v_t \cdot d / \mu)^{0,62} \cdot Pr^{1/3} \cdot \varepsilon^{1,488}] \cdot K_f / d. \quad (7.2)$$

Considerando-se as temperaturas de entrada e saída do fluido refrigerante do núcleo como sendo de 291°C e 326°C, respectivamente, as propriedades físicas do refrigerante variam pouco ao longo da altura do núcleo. Dessa forma, considerou-se o coeficiente de convecção constante ao longo da altura, mas dependente da porosidade do núcleo.

Tomando as propriedades da água à pressão de 15,5 MPa e a uma temperatura média entre as temperaturas de entrada e de saída do fluido refrigerante, tem-se:

$$c_p = 5,529 \text{ W.s/g.}^\circ\text{C},$$

$$K_f = 5,29 \cdot 10^{-3} \text{ W/cm.}^\circ\text{C},$$

$$\mu = 8,9 \cdot 10^{-4} \text{ g/cm.s e}$$

$$\rho_f = 7,01 \cdot 10^{-1} \text{ g/cm}^3.$$

Usando a correlação (7.2) e as propriedades do fluido refrigerante dadas acima, o coeficiente de convecção foi determinado em função da porosidade e os resultados obtidos encontram-se representados na tabela 7.1.

Tabela 7.1-Coeficiente de convecção, em função da porosidade, para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$\epsilon$	$h_f$ (W/cm <sup>2</sup> .°C)
0,40	0,82
0,50	1,13
0,60	1,48
0,70	1,86
0,80	2,26
0,90	2,68

#### 7.4. CONDUTIVIDADE TÉRMICA

A condutividade térmica é uma das propriedades mais importantes em uma análise térmica, pois a distribuição de temperaturas depende diretamente da condutividade dos materiais que constituem o combustível e o revestimento. Dessa forma, é necessário obter-se com a maior precisão possível a dependência da condutividade térmica com a temperatura.

##### 7.4.1. Combustível

Nesse trabalho a condutividade térmica das esferas de combustíveis foi tomada como sendo igual a condutividade de pastilhas de UO<sub>2</sub> com 95% da densidade teórica, avaliada a partir das correlações usadas no código THERMIT [54].

A condutividade térmica para as esferas de combustíveis pode então ser representada pela seguinte correlação:

$$K_c \text{ (W/m}^\circ\text{K)} = [1 - \beta'(1 - \theta_d)][b_0 + b_1T + b_2T^2]. \quad (7.3)$$

válida no intervalo de temperaturas entre  $400^{\circ}\text{K} \leq T \leq 2500^{\circ}\text{K}$ ,  
onde:

$$\beta' = 2,74 - 5,8 \cdot 10^{-4}T,$$

$\theta_d$  = fração da densidade teórica,

$$b_0 = 10,8,$$

$$b_1 = -8,84 \cdot 10^{-3} \text{ e}$$

$$b_2 = 2,25 \cdot 10^{-6}.$$

#### 7.4.2. Revestimento

Quando da análise térmica do elemento combustível deve-se considerar a resistência térmica provocada pelo material que constitui o revestimento, o que influi diretamente na distribuição de temperaturas do combustível.

Nesse estudo considerou-se o revestimento como sendo constituído de zircaloy-2 e, a condutividade térmica desse material foi avaliada a partir da correlação usada no código THERMIT [54], representada por:

$$K_w(\text{W/m}^{\circ}\text{K}) = C_0 + C_1T + C_2T^2 + C_3T^3. \quad (7.4)$$

válida no intervalo de temperaturas entre  $300^{\circ}\text{K} \leq T \leq 1800^{\circ}\text{K}$ ,  
onde:

$$C_0 = 7,51,$$

$$C_1 = 2,09 \cdot 10^{-2},$$

$$C_2 = -1,45 \cdot 10^{-5} \text{ e}$$

$$C_3 = 7,67 \cdot 10^{-9}.$$

## 7.5. COEFICIENTE GLOBAL DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

No Reator Nuclear a Leito Fluidizado o refrigerante, proveniente do núcleo, passa pelo trocador de calor e retorna à bomba hidráulica através de um espaço existente entre o tubo de fluidização e a carcaça hexagonal. Dessa forma, o refrigerante ao descer pela parede externa do tubo de fluidização retira calor do núcleo, contribuindo para a dissipação de potência do reator.

O coeficiente global de transferência de calor do núcleo foi avaliado pela seguinte equação:

$$U(W/cm^2^{\circ}C) = [1/h_f + a_1 \cdot B_1 / (A_{mv} \cdot K_v) + a_1 / (a_o \cdot h_o)]^{-1}, \quad (7.5)$$

onde

$$A_{mv} = (a_o - a_1) / \ln(a_o/a_1)$$

sendo  $h_o$  e  $h_f$  os coeficientes de convecção fora e dentro do tubo de fluidização e  $B_1$  a espessura da parede do tubo. O coeficiente de convecção no interior do tubo é dada pela equação (7.2) e o coeficiente fora do tubo é aproximado pela equação de Dittus-Boelter para tubos [55]:

$$h_o \cdot D_1 / K_f = 0,023 \text{ Pr}^{0,4} \text{ Re}^{0,8}, \quad (7.6)$$

onde  $D_1$  é o diâmetro do tubo equivalente com área igual a área existente entre o tubo de fluidização e a carcaça hexagonal.



nal. Como o número de Reynolds depende da velocidade do fluido e esta é função da porosidade, então o coeficiente de transferência de calor também é função da porosidade.

Usando os parâmetros físicos e geométricos do reator determina-se o número de Prandtl e usando a equação de Richardson e Zaki [58] para a velocidade obtem-se o número de Reynolds, que substituídos na equação (7.6) resulta:

$$h_o(\text{W/cm}^2\text{°C}) = 2,37.\varepsilon^{1,92}. \quad (7.7)$$

## 7.6. POTENCIA EXTRAÍDA DE UM MÓDULO

Nesse estudo considera-se que a extração de potência do núcleo do reator é feita pelo calor transportado axialmente pelo fluxo de fluido refrigerante e pelo calor transferido através da parede do tubo de fluidização. Considera-se também que, devido à contínua agitação dos elementos combustíveis com o fluido refrigerante, a distribuição radial de temperaturas possa ser considerada uniforme no interior do fluido refrigerante, variando axialmente devido ao calor absorvido pela passagem do fluido e ao calor trocado através do tubo de fluidização.

Considerando um módulo do reator, o balanço em energia para uma seção diferencial do módulo de altura  $dz$  e área de combustível  $A_c$ , na altura  $z$  o calor sensível que o fluido refrigerante ganha mais o dissipado pela parede do tubo de

fluidização é equivalente ao calor gerado na seção diferencial do módulo. Dessa forma, pelo balanço em energia, resulta [8]:

$$q_c'''(\varepsilon, z) \cdot A_c \cdot dz = G \cdot c_p \cdot dT + U \cdot \pi \cdot D_i \cdot \Delta T(z) \cdot dz, \quad (7.8)$$

onde  $q_c'''(\varepsilon, z)$  é a densidade de potência no combustível,  $c_p$  o calor específico do fluido refrigerante à pressão constante,  $D_i$  o diâmetro interno do tubo,  $dT$  a diferença de temperatura entre dois pontos internos do tubo e  $\Delta T$  a diferença de temperatura entre os pontos internos e externos da parede do tubo na altura  $z$ .

De acordo com a figura 6.15, considera-se que ao longo da direção axial do reator a densidade de potência seja função somente da porosidade e da posição  $z$ , ou seja,

$$q_c'''(\varepsilon, z) = q_{c0}'''(\varepsilon) \cdot \sin[\pi z / H(\varepsilon)] \quad (7.9)$$

usando o fato de que a seção transversal do tubo e o enriquecimento do combustível são uniformes e definindo os parâmetros  $a$ ,  $b$  e  $F(z)$  como:

$$a = \pi \cdot D_i \cdot U / [G(\varepsilon) \cdot c_p], \quad (7.10)$$

$$b = \pi / H(\varepsilon), \quad (7.11)$$

$$F(z) = q_{c0}'''(\varepsilon) \cdot A_c \cdot \sin(bz) / [G(\varepsilon) \cdot c_p] \quad (7.12)$$

a equação (7.8) pode ser escrita na seguinte forma:

$$dT/dz + a \cdot \Delta T = F(z). \quad (7.13)$$

Considerando que a temperatura externa do tubo de fluidização seja igual a temperatura na entrada do tubo, tem-se:

$$\Delta T(z) = T(z) - T_0 \quad (7.14)$$

onde  $T_0$  é a temperatura do fluido na entrada do tubo de fluidização. Substituindo a equação (7.14) em (7.13), obtém-se a seguinte equação diferencial linear de primeira ordem para a distribuição de temperaturas no núcleo:

$$dT/dz + a[T(z) - T_0] = F(z). \quad (7.15)$$

Como o parâmetro  $a$  é função somente da porosidade, sendo independente da coordenada axial  $Z$ , a distribuição axial de temperaturas é dada por:

$$T(z) = T_0 + \frac{q_{co}'''(\varepsilon) A_c}{G(\varepsilon) c_p} (a^2 + b^2)^{-1} [a \sin(bz) - b \cos(bz) + b e^{-az}]. \quad (7.16)$$

Em um módulo do reator o calor total gerado é dado por:

$$P_M(\varepsilon) = q_{co}'''(\varepsilon) \cdot A_c \cdot \int \sin[\pi z/H(\varepsilon)] dz \quad (7.17)$$

integrando entre  $0 < z < H(\varepsilon)$ , obtém-se:

$$P_M(\varepsilon) = 2 \cdot q_{co}'''(\varepsilon) \cdot A_c \cdot H(\varepsilon) / \pi. \quad (7.18)$$

Combinando as equações (7.16) e (7.18) a distribuição axial de temperaturas em função da potência é dada por:

$$T(z) = T_o + \frac{\pi \cdot P_M(\varepsilon)}{2 \cdot H(\varepsilon) \cdot G(\varepsilon) \cdot c_p} (a^2 + b^2)^{-1} [a \sin(bz) - b \cos(bz) + b e^{-az}] \quad (7.19)$$

Considerando as temperaturas de entrada e saída do fluido refrigerante como sendo de  $291^\circ\text{C}$  e  $326^\circ\text{C}$ , respectivamente, a potência extraída por módulo é dada por:

$$P_M(\varepsilon) = 70 \cdot c_p \cdot H(\varepsilon)^2 \cdot G(\varepsilon) \cdot [a(\varepsilon)^2 + b^2] [\pi^2 (1 + e^{-aH})]^{-1}. \quad (7.20)$$

Combinando as equações (7.18) e (7.20), resulta que a densidade máxima de potência no combustível é dada por:

$$q_{co}'''(\varepsilon) = 35 \cdot c_p \cdot H(\varepsilon) \cdot G(\varepsilon) \cdot [a(\varepsilon)^2 + b^2] [\pi \cdot A_c (1 + e^{-aH})]^{-1}, \quad (7.21)$$

e a densidade máxima de potência em cada módulo do reator é dada por:

$$q_o'''(\varepsilon) = 35 \cdot c_p \cdot H(\varepsilon) \cdot G(\varepsilon) \cdot [a(\varepsilon)^2 + b^2] [\pi \cdot A_c (1 + e^{-aH})]^{-1} \cdot (1 - \varepsilon). \quad (7.22)$$

A densidade média de potência no núcleo é dada pela

razão entre a potência extraída pelo volume do módulo. As densidades máximas de potência no combustível e no núcleo, a densidade média de potência e a máxima potência extraída por módulo foram determinadas em função da porosidade e os valores obtidos encontram-se na tabela 7.2.

Tabela 7.2- Densidades máximas de potência no combustível e no núcleo, densidade média de potência e máxima potência extraída por módulo em função da porosidade.

$\epsilon$	$q'_{co}''''$ (W/cm <sup>3</sup> )	$q'_o''''$ (W/cm <sup>3</sup> )	$q''''$ (W/cm <sup>3</sup> )	$P_M$ (MW)
0,40	43,4	26,0	16,59	0,57
0,50	91,6	45,8	29,10	1,20
0,60	170,2	68,1	43,27	2,23
0,70	287,0	86,1	54,71	3,76
0,80	453,4	90,7	57,62	5,94
0,90	687,7	68,8	43,70	9,01

## 7.7. POTÊNCIA EXTRAÍDA DO REATOR

A potência média total extraída do núcleo do reator é dada pelo produto da potência de cada módulo pelo número total de módulos que forma o reator. Dessa forma, para o reator em estudo tem-se:

$$P_T(\epsilon) = 19.P_M(\epsilon). \quad (7.23)$$



## 7.8. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NO REATOR

Nesse reator os elementos combustíveis estão em contínua agitação com o fluido refrigerante, determinando dessa forma que a distribuição radial de temperatura possa ser considerada uniforme no interior do fluido refrigerante, variando axialmente devido ao calor absorvido pela passagem do fluido refrigerante e pelo calor dissipado através do tubo de fluidização.

Resolvendo a equação de balanço em energia (7.8) obtém-se a distribuição axial de temperaturas dada pela equação (7.19), e os valores obtidos encontram-se na tabela 7.3.

Tabela 7.3- Distribuição axial de temperaturas do refrigerante no Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

$z$	$T(z) [^{\circ}\text{C}]$
0	291,0
H/8	292,4
H/4	296,2
3H/8	302,0
H/2	308,8
5H/8	315,5
3H/4	321,2
7H/8	324,8
H	326,0

### 7.9. DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS NO COMBUSTÍVEL

No tratamento da distribuição de temperaturas no elemento combustível admite-se as seguintes hipóteses:

- 1- nenhum calor é gerado no revestimento e no refrigerante, o calor é gerado somente no combustível;
- 2- a resistência na transferência de calor nas áreas de contato entre o combustível e o revestimento é desprezível;
- 3- a temperatura do refrigerante é considerada como sendo a temperatura axial média do reator, e
- 4- considera-se somente transferência de calor no estado estacionário.

Partindo da equação geral de condução de calor em geometria esférica e usando as condições de contorno adequadas, a formulação do problema fica [8]:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r'^2} + \frac{2}{r'} \frac{\partial T}{\partial r'} + \frac{q_{co}'''}{K_c} = 0 \quad (7.24)$$

$$T(0) = T_m,$$

$$T(r') = T_s \text{ e}$$

$$T(r'+c') = T_c.$$

Resolvendo a equação diferencial (7.24) com as respectivas condições de contorno, a distribuição de temperatura no elemento combustível é dada por:

$$T_m - T_s = q_{co}''' \cdot r'^2 / (6 \cdot K_c), \quad (7.25)$$

$$T_s - T_c = q_{co}''' \cdot r'^2 \cdot c' / [3 \cdot K_v \cdot (r' + c')] \text{ e} \quad (7.26)$$

$$T_c - T_f = q_{co}''' \cdot r'^3 / [3 \cdot h_f \cdot (r' + c')^2] \quad (7.27)$$

O conjunto de equações (7.25) a (7.27) foi usado, juntamente com os parâmetros físicos do elemento combustível e do refrigerante e a densidade de potência dada pela equação (7.21), para determinar a distribuição de temperaturas no elemento combustível, cujos valores encontram-se na tabela 7.4 e foram obtidos considerando a temperatura média axial do refrigerante como sendo de 308°C.

Tabela 7.4- Máximas temperaturas no centro ( $T_m$ ) e superfície ( $T_s$ ) do combustível e no revestimento ( $T_c$ ), em função da porosidade do núcleo do reator.

$\varepsilon$	$T_m(^{\circ}\text{C})$	$T_s(^{\circ}\text{C})$	$T_c(^{\circ}\text{C})$
0,40	339,5	314,1	312,7
0,50	371,7	318,1	315,2
0,60	423,2	323,6	318,3
0,70	498,8	330,9	321,9
0,80	605,3	340,1	325,9
0,90	754,8	352,5	330,9

#### 7.10. FLUXO DE CALOR CRÍTICO (DNB)

No projeto de reatores refrigerados à água pressurizada, a possibilidade de ocorrência de crise de ebulição em escoamento subresfriado (DNB) é de fundamental importância. O fluxo de calor característico dessa situação é denominado flu

xo de calor crítico e se encontra associado a uma sensível deteriorização local na habilidade de transferência de calor, via coeficiente de transferência de calor. Esse é um processo bastante complexo que depende de um grande número de fatores, de forma que o fluxo de calor crítico é obtido através de correlações empíricas baseadas em dados experimentais. Diversas dessas correlações foram desenvolvidas para reatores convencionais que utilizam elemento combustível na forma de barras cilíndricas e no intervalo de condições dos atuais reatores de potência, sendo que, a princípio, tais correlações não se aplicam ao reator em estudo. Dessa forma, para fazer uma estimativa do fluxo de calor crítico para elementos combustíveis esféricos, não serão utilizadas as correlações desenvolvidas para reatores convencionais, mas será utilizada a correlação proposta por Lienhard e colaboradores [18,43,44,69], válida para esferas de pequeno diâmetro:

$$q'_{DNB} = F(L') \cdot 0,131 \cdot \rho_v^{1/2} \cdot h_{fg} \cdot [\sigma \cdot g \cdot (\rho_l - \rho_v)]^{1/4} \quad (7.28)$$

$$L' = r' \cdot [g(\rho_l - \rho_v) / \sigma]^{1/2}$$

$$F(L') = 1,734 / (L')^{1/2}$$

onde  $0,15 \leq L' \leq 4,26$  sendo  $r'$  o raio da esfera,  $\sigma$  a tensão superficial da interface líquido-vapor e  $h_{fg}$  o calor latente de vaporização.

Usando a correlação (7.28) o fluxo de calor crítico foi calculado para a esfera de combustível nas condições físi

cas do reator, obtendo-se:

$$q''_{\text{DNB}} = 480 \text{ W/cm}^2.$$

### 7.11. DNBR

A razão do fluxo de calor crítico pelo fluxo máximo de calor no combustível é denominada DNBR, sendo que por razões de segurança essa razão deve ser no mínimo igual a 1,30.

Os valores da DNBR foram calculados, em todas as porosidades, para o reator em estudo e os valores obtidos encontram-se sumarizados na tabela 7.5.

Tabela 7.5- Valores da DNBR e do fluxo máximo de calor no combustível, em função da porosidade.

$\epsilon$	DNBR	$q''_{\text{max}} \text{ (W/cm}^2\text{)}$
0,40	123,7	3,88
0,50	58,9	8,15
0,60	31,7	15,15
0,70	18,8	25,54
0,80	11,9	40,35
0,90	7,8	61,21

Os valores apresentados na tabela 7.5 mostram que o mínimo DNBR para o reator em estudo é 7,8, valor este que está muito acima do mínimo exigido para projeto de reatores nucleares.



Este estudo termohidráulico mostrou que a potência do reator e as temperaturas máximas do combustível e revestimento são dependentes da porosidade do núcleo. Os cálculos indicam que na máxima porosidade operacional ( $\epsilon=0,80$ ) a potência extraída do núcleo é de aproximadamente  $6\text{MW}_t$ , a temperatura máxima no combustível é de  $605^\circ\text{C}$  e no revestimento de  $340^\circ\text{C}$ . Esses valores de temperaturas encontram-se bem abaixo dos limites de temperaturas dos materiais, mantendo, dessa forma, a integridade do combustível e do revestimento.

## CAPÍTULO 8

### NEUTRÔNICA: DINÂMICA DO REATOR

Para um reator nuclear operar a um nível de potência constante, a taxa de produção de neutrons deve ser igual à taxa de perdas de neutrons através dos processos de fuga e absorção. Qualquer desvio dessa condição de equilíbrio implicará numa dependência temporal da população neutrônica e como consequência do nível de potência. O balanço de neutrons pode ser modificado por alterações na reatividade do sistema, provocados principalmente por variações na porosidade do núcleo, no caso do Reator Nuclear a Leito Fluidizado.

Cálculos neutrônicos realizados no capítulo 6 indicam que o reator opera na criticalidade no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade, ponto este controlado pelo ajuste do anel absorvedor de neutrons e pela própria porosidade. Como a operação do reator se faz no ponto máximo da curva, isso implica que qualquer oscilação (aumento ou diminuição) na porosidade deixa o sistema subcrítico, pois o anel absorvedor se mantém fixo em intervalos de tempo pequenos, atuando como um controle a longo prazo. Durante as condições normais de operação do reator, alterações na porosidade são provocadas principalmente por oscilações na rotação da bomba hidráulica que também pode ocasionar oscilações na altura do núcleo, provocando flutuações na reatividade, afetando, dessa forma, o comportamento dinâmico do reator. De modo a avaliar esse comportamento dinâmico, um estudo qualitativo

dos fenômenos básicos que afetam a cinética do reator foi realizado. O modelo de cinética puntual com seis grupos de neutrons retardados foi usado para simular o comportamento da potência no tempo, devido as inserções de reatividade provocadas por saltos na porosidade e oscilações na altura do núcleo.

### 8.1. EFEITOS QUE AFETAM A REATIVIDADE DO NÚCLEO

O volume do núcleo do reator em estudo pode variar com o tempo, variação essa provocada por alterações no volume de moderador, sendo tratada através da quantidade que foi definida como porosidade. Dessa forma, considera-se que os efeitos que afetam a reatividade do núcleo são aqueles que alteram a porosidade do leito. Como principal efeito, que produz oscilações ou saltos na porosidade, supõe-se variações na rotação da bomba hidráulica, que pode ocorrer devido a eventuais falhas na bomba ou uma pane no sistema hidráulico. Outro efeito que pode provocar alterações na reatividade do sistema é a não-homogeneidade do núcleo, resultando em regiões com acúmulo de combustível ou moderador.

O comportamento da potência no tempo para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi estudado, para inserções de reatividade provocadas por variações na rotação da bomba, com o modelo de cinética puntual.

## 8.2. CINÉTICA PUNTUAL

Para reatores finitos, o comportamento no tempo da população de neutrons e das concentrações dos precursores são dependentes tanto do tempo como da posição, mas previsões precisas desse comportamento podem ser obtidas utilizando o modelo de cinética puntual. Esse modelo caracteriza-se por não considerar a dependência espacial do fluxo de neutrons e da concentração de precursores.

Para realizar o estudo do comportamento cinético do Reator Nuclear a Leito Fluidizado foi utilizado o código CINERNLF [67], cujo desenvolvimento baseou-se no código CINETHICA [47], que adota o modelo de cinética puntual com seis grupos de neutrons retardados acoplado a um modelo de realimentação termohidráulica. Os parâmetros para os cálculos de cinética foram obtidos através dos códigos Leopard e 3DB.

### 8.2.1. Comportamento da potência para saltos na porosidade

A porosidade do núcleo do reator é regulada pela vazão de fluido refrigerante, de tal forma que, alterações na vazão de fluido implica em oscilações ou saltos na porosidade do leito, o que provoca mudanças na reatividade do núcleo.

Para simular o salto na porosidade, supõe-se que o reator esteja na porosidade operacional, caracterizada por uma determinada vazão, e por uma eventual falha na bomba hidráulica essa vazão é modificada, de forma que o núcleo do reator fique em porosidades próximas à operacional. A porosidade operacional situa-se um pouco abaixo da porosidade onde



a reatividade é máxima, tomando o cuidado para que o anel absorvedor seja ajustado de forma que a reatividade máxima seja menor que  $\beta$ .

Para determinar a reatividade introduzida pela variação na vazão de fluido refrigerante, que implica em alterações na porosidade do núcleo, é necessário determinar a dependência da reatividade com a porosidade, conforme obtida no capítulo 6. As curvas da reatividade em função da porosidade, próximas ao ponto de criticalidade, mostrada nas figuras 6.22 e 6.23, dependem da posição do anel absorvedor de neutrons, e são aproximadas pelo seguinte polinômio:

$$K_{ef}(\epsilon) = A_0 + A_1\epsilon + A_2\epsilon^2 + A_3\epsilon^3 \quad (8.1)$$

onde os coeficientes  $A_0$ ,  $A_1$ ,  $A_2$  e  $A_3$  são obtidos em função da posição do anel absorvedor de neutrons no núcleo do reator e estão indicados na tabela 8.1 para o anel posicionado a 28cm, 35cm e 42cm de altura.

Tabela 8.1- Valores dos coeficientes polinomiais para  $K_{ef}$  em função da posição do anel absorvedor de neutrons no núcleo.

coef.	Posição do anel absorvedor		
	28cm	35cm	42cm
$A_0$	+ 2,565987206	+ 2,873403873	+ 2,833555952
$A_1$	-12,701879800	-12,005055211	-11,451701984
$A_2$	+24,550928200	+21,934145635	+20,872773809
$A_3$	-13,894233300	-12,306212963	-11,752777778



Para o anel absorvedor posicionado a 28cm a equação (8.1) indica que o reator é crítico em torno da porosidade 0,773822, conforme mostrado na figura 8.1 e tabela 8.2. O comportamento da potência no tempo, para o reator na porosidade operacional, a qual é mantida constante no tempo, e não considerando a realimentação termohidráulica, encontra-se representado na figura 8.2.

Analisando o comportamento da curva da figura 8.2 pode-se concluir que a potência permanece constante no tempo, devido ao fato de que a porosidade permanecendo constante não introduz reatividade no sistema.

Tomando a porosidade operacional como sendo igual a 0,773822 supõe-se saltos na porosidade, de forma a poder avaliar o comportamento da potência do reator ao longo do tempo. Os saltos são supostos acima e abaixo da porosidade operacional, conforme tabela 8.2.

Tabela 8.2- Reatividade em função de saltos na porosidade, próximos à criticalidade.

$\epsilon$	$\rho$
0,770000	-0,0013900
0,773822	+0,0000005
0,780000	+0,0017670
0,790000	+0,0033270
0,800000	+0,0032200
0,810000	+0,0013600
0,820000	-0,0023500

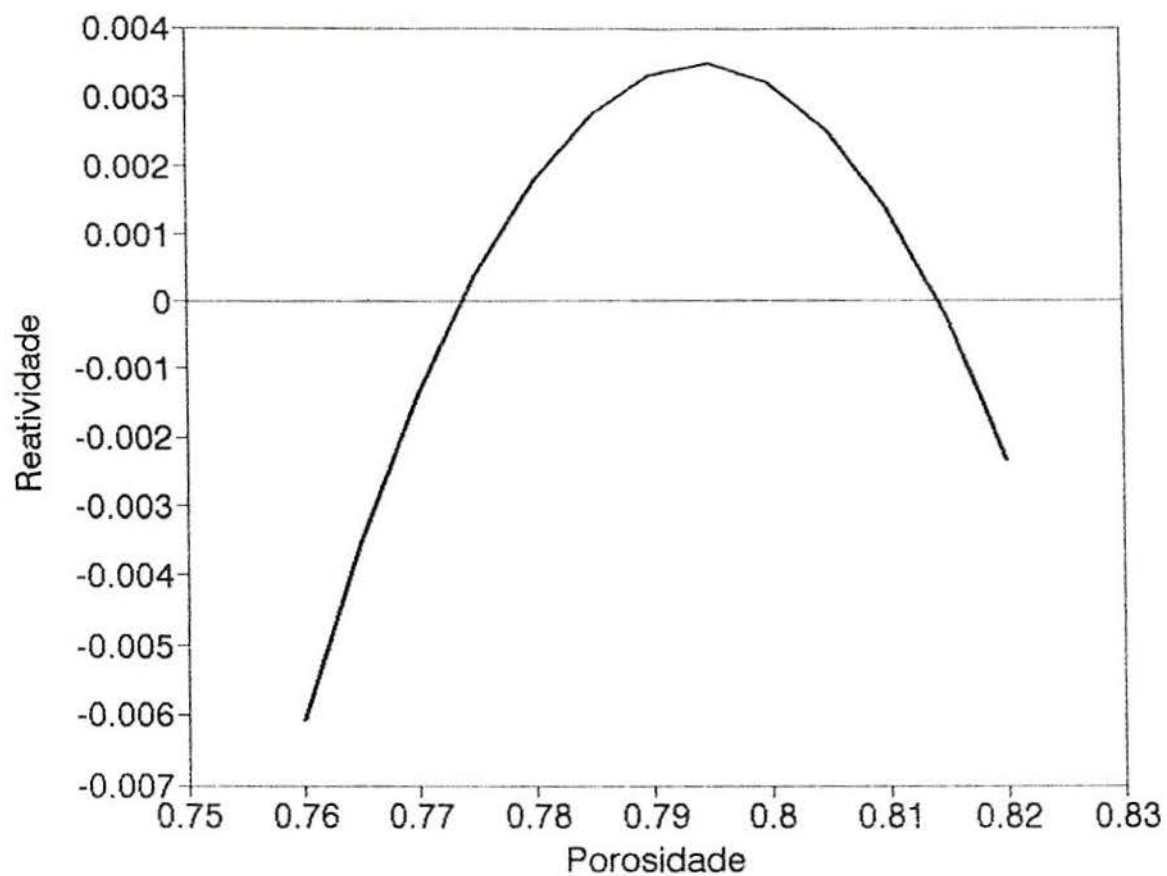


Figura 8.1- Curva da reatividade em função da porosidade para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, com anel absorvedor de neutrons posicionado a 28cm de altura no núcleo.

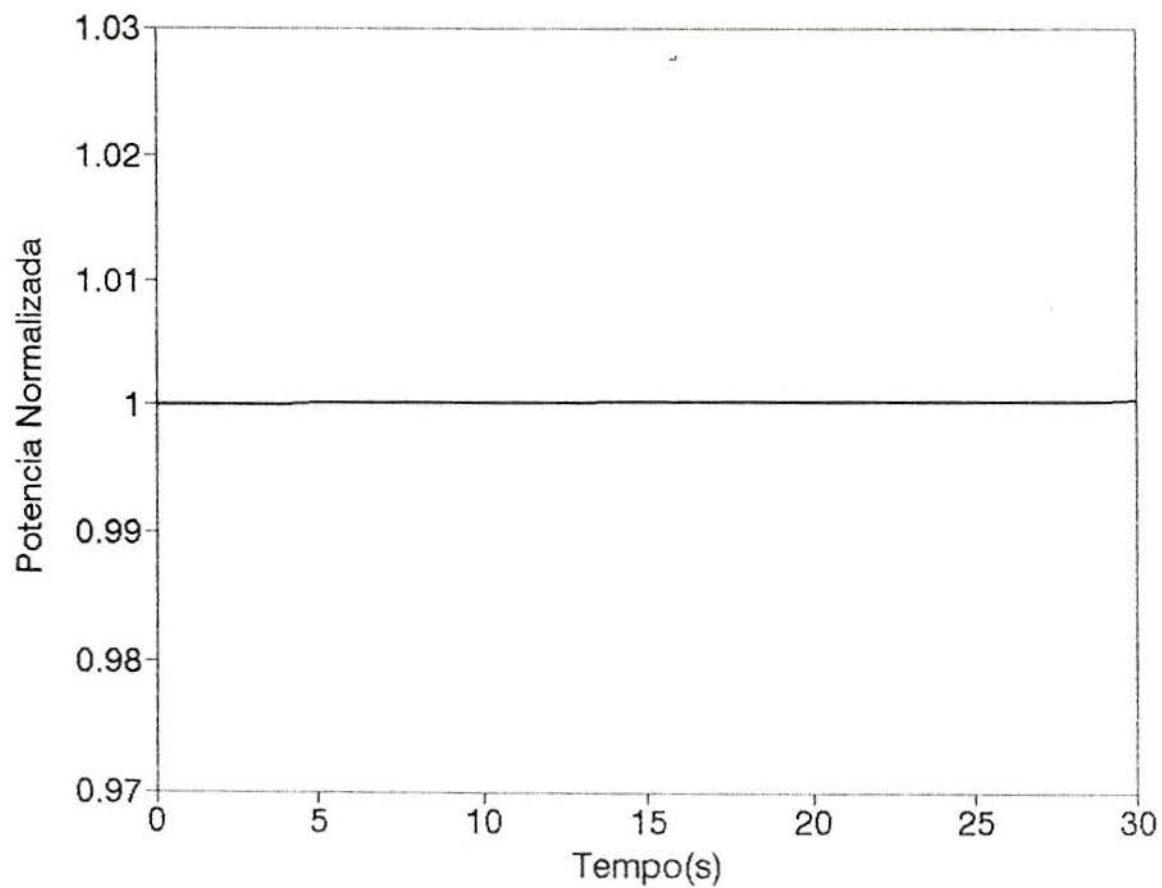


Figura 8.2- Comportamento da potência no tempo para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, com anel absorvedor de nêutrons posicionado a 28cm de altura no núcleo, sem realimentação termodinâmica.

Os dados da tabela 8.2 indicam que o reator operando com o anel absorvedor posicionado a 28cm de altura, o máximo de reserva de reatividade ocorre em torno da porosidade 0,79, reserva essa de 0,3327%. Os dados mostram que, o reator operando na criticalidade, a reserva máxima é alcançada se ocorrer um salto de 2,01% na porosidade acima do valor onde o reator é crítico, ou seja, passar de 0,773822 para 0,79 e saltos na porosidade acima ou abaixo desse valor provocam variações de reatividades menores do que a reserva máxima.

As curvas do comportamento da potência no tempo para os saltos na porosidade dados pela tabela 8.2 são apresentadas na figura 8.3 e foram obtidas com o código CINERNLF sem realimentação termohidráulica. O comportamento das curvas mostra a forte dependência da reatividade do sistema com a porosidade do núcleo. Essa dependência pode ser atenuada pelo ajuste do anel absorvedor, de forma a diminuir a reserva máxima durante a operação, diminuído com isso a introdução de reatividade devido as flutuações eventuais da vazão de refrigerante e aumentando o período do reator.

#### 8.2.2. Comportamento da potência para oscilações na altura do núcleo

O comportamento da potência no tempo foi estudado considerando inserções de reatividades provocadas por oscilações na altura do núcleo. No código CINERNLF essas oscilações são consideradas senoidais, podendo-se variar a amplitude e a frequência de oscilação. Em cada intervalo de tempo ( $\mu s$ ) a al

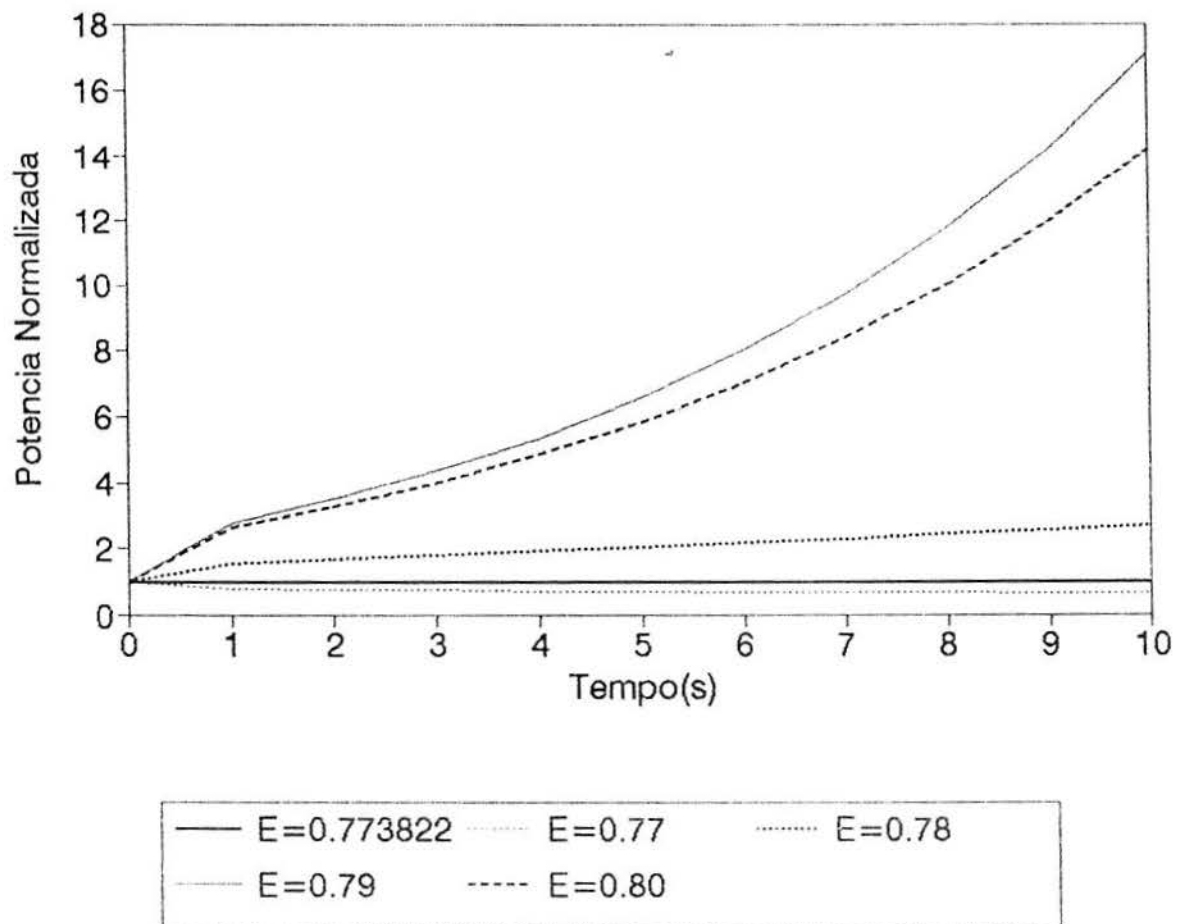


Figura 8.3- Comportamento da potência no tempo para inserções de reatividade provocadas por saltos na porosidade.



tura é calculada e determina-se a porosidade correspondente, que é usada para calcular a reatividade introduzida no sistema através da equação 8.1.

O estudo foi realizado considerando o reator no ponto crítico de porosidade, com  $\epsilon=0,773822$  e flutuações na altura do leito fazem com que a porosidade oscile em torno desse ponto. O estudo foi realizado para diversas amplitudes e frequências de oscilações, considerando o sistema sem e com realimentação termohidráulica.

Para verificar a sensibilidade da potência no tempo, para pequenas amplitudes de oscilações da altura do núcleo, escolheu-se para os cálculos, amplitudes de 0,05cm e 0,10cm e frequências de oscilações de 10Hz, 30Hz e 60Hz. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 8.4, sem considerar a realimentação termohidráulica. As curvas mostram que, para as amplitudes e frequências analisadas, a potência no tempo inicialmente decresce, atingindo o mínimo em torno de 1s e começa a crescer lentamente a medida que o tempo aumenta. Esses resultados indicam que para pequenas amplitudes de oscilações ( $A < 0,1\text{cm}$ ) o comportamento da potência independe da frequência, inicialmente apresentando um leve decréscimo e após crescendo lentamente no tempo.

O comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo provocada por grandes amplitudes, foi estudado escolhendo-se os valores de 15cm e 20cm para as amplitudes e frequências de 10Hz, 30Hz e 60Hz. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 8.5, sem considerar a realimentação termohidráulica. As curvas mostram que a po-

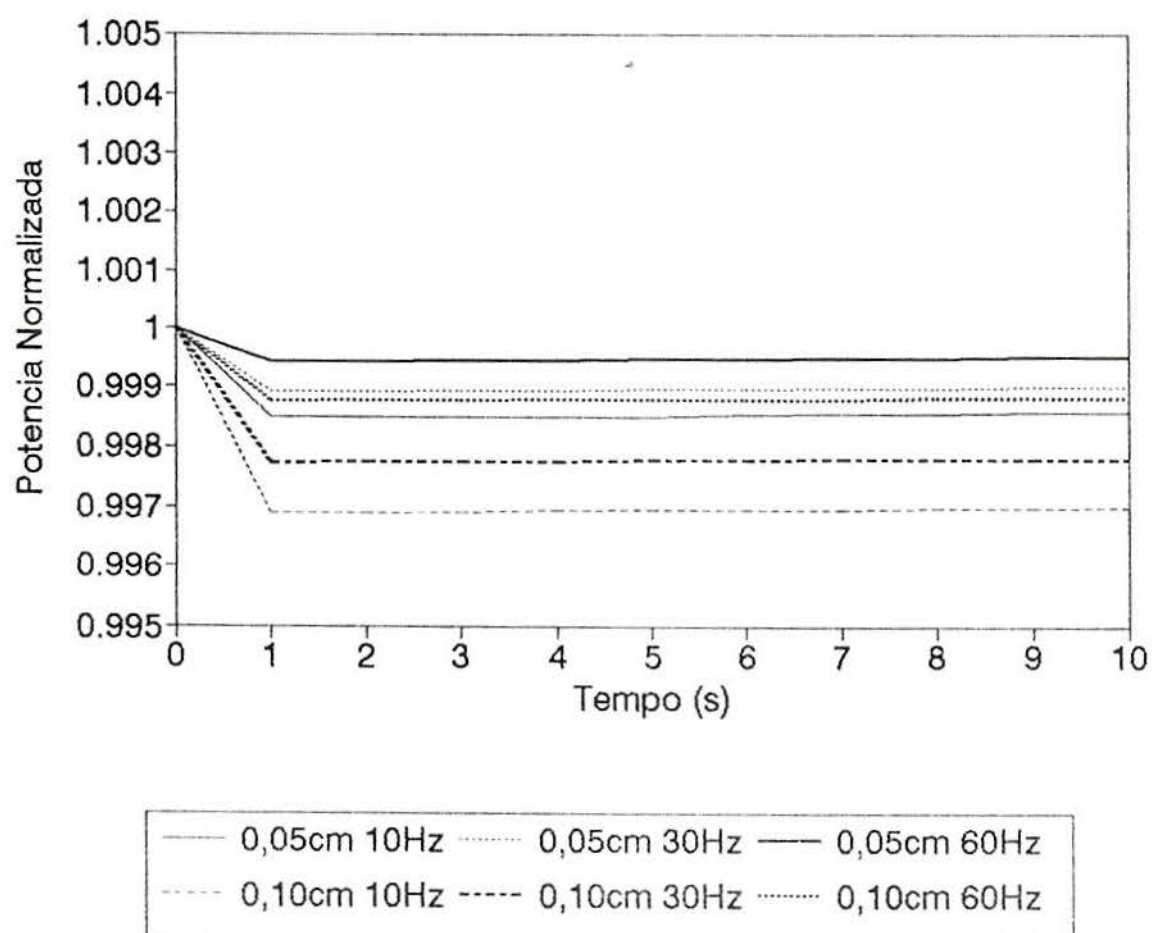


Figura 8.4- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 0,05 e 0,1cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.

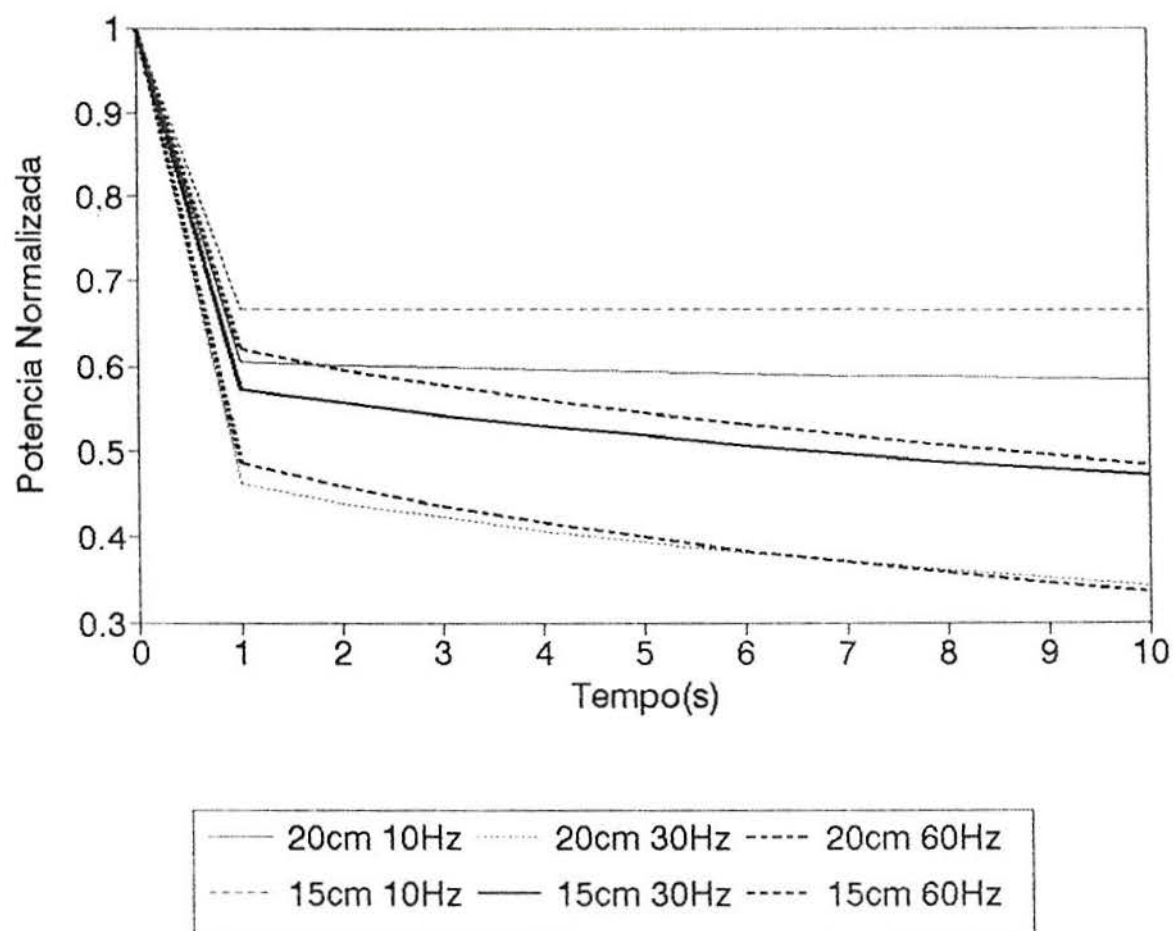


Figura 9.5- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 15 e 20cm e frequências de 10 30 e 60Hz.

tência sempre decresce no tempo, indicando que para grandes amplitudes de oscilações ( $A > 15\text{cm}$ ) o comportamento da potência é sempre decrescente no tempo, independente da frequência de oscilação.

Para verificar o comportamento da potência no tempo para amplitudes intermediárias de oscilações da altura do núcleo, escolheu-se os valores de 1cm, 3cm, 10cm e 14,3cm e frequências de 10Hz, 30Hz e 60Hz. Os resultados obtidos encontram-se representados nas figuras 8.6 e 8.7, sem realimentação termohidráulica. As curvas indicam que para essas amplitudes o comportamento da potência no tempo é dependente da frequência de oscilações. Observa-se que para frequência de 10Hz, a potência inicialmente decresce, voltando a crescer lentamente após 1s e, para frequências de 30Hz e 60Hz o comportamento da potência é sempre decrescente com o tempo.

Analisando o comportamento da curva da figura 8.2, pode-se concluir que se não houver flutuações na porosidade, a potência se mantém constante no tempo. O comportamento das curvas das figuras 8.4, 8.5, 8.6 e 8.7, indicam que oscilações na altura do núcleo, em torno da criticalidade, fazem com que o comportamento da potência no tempo decresça em relação ao seu valor inicial. Isso ocorre devido ao fato de que as oscilações na altura do núcleo introduzem uma reatividade média negativa no sistema, fazendo com que a potência apresente um leve decréscimo.

Para verificar o efeito da realimentação termohidráulica no comportamento da potência no tempo, manteve-se a altura do núcleo constante (porosidade constante) e determinou-

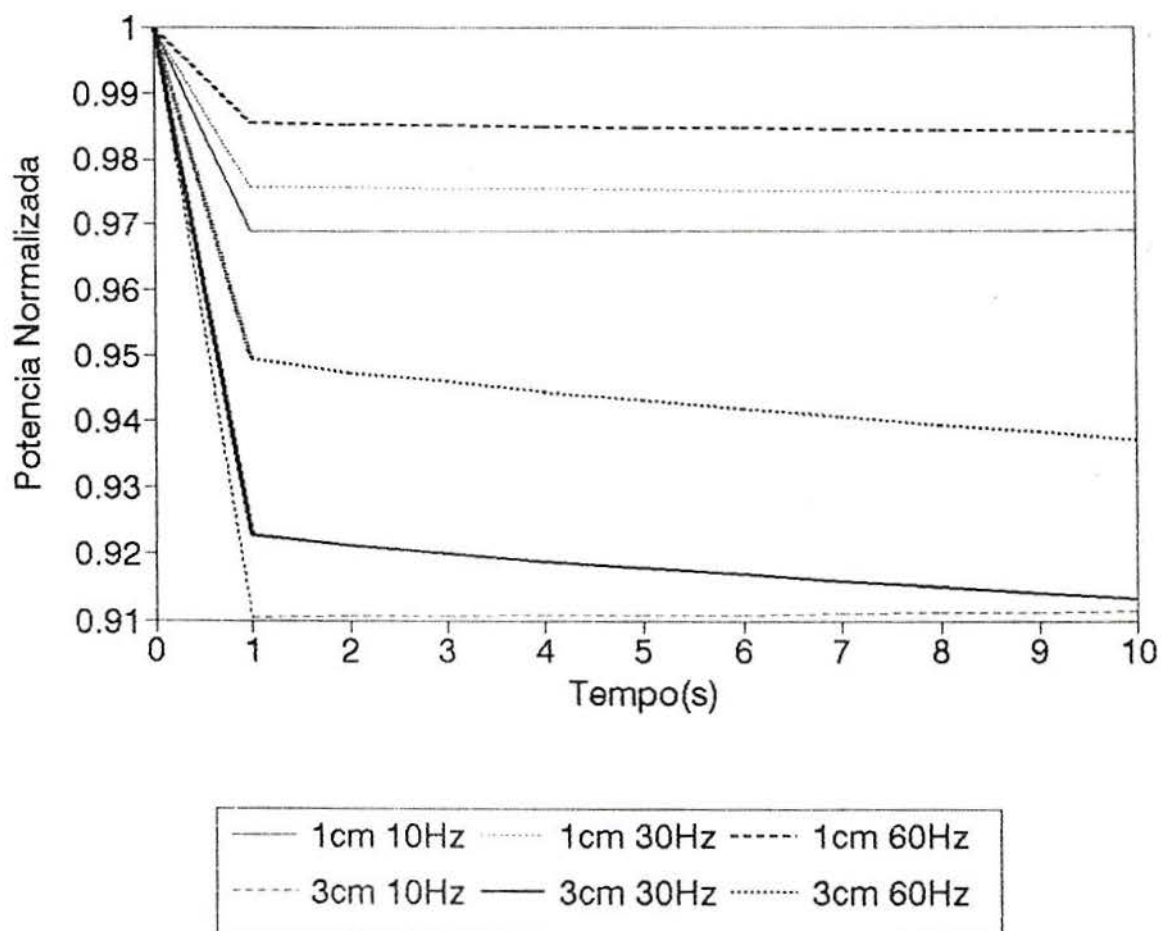


Figura 8.6- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 1 e 3cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.



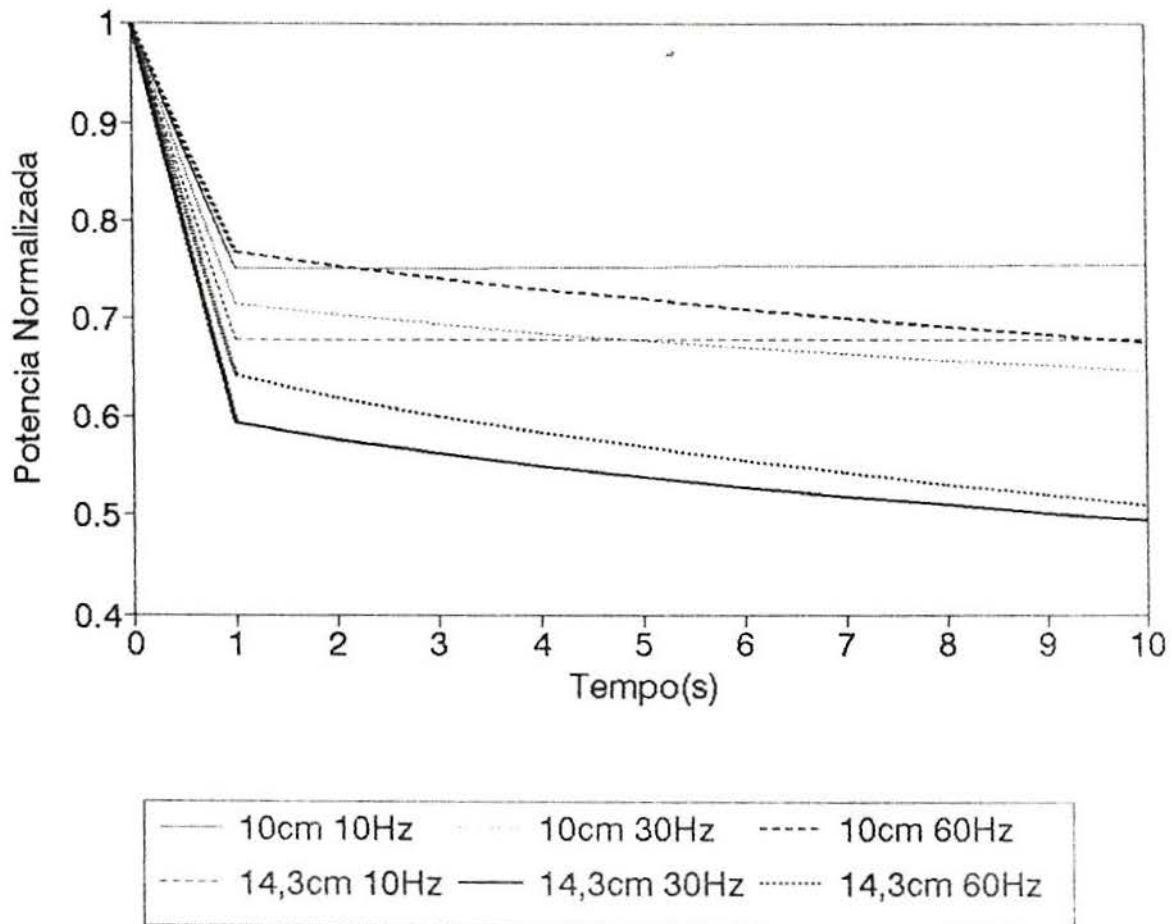


Figura 8.7- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 10 e 14,3cm e frequências de 10, 30 e 60Hz.

se a potência no tempo. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 8.8 e indicam que a correção termohidráulica provoca um pequeno crescimento na potência.

Para verificar se o decréscimo na potência, provocado por oscilações na altura do núcleo, pode ser compensado pelo aumento na potência, provocado pela realimentação termohidráulica, determinou-se o comportamento da potência no tempo para amplitudes de oscilações de 0,5cm e 1,0cm e frequência de 60Hz. Os resultados obtidos encontram-se representados na figura 8.9. As curvas indicam que a realimentação termohidráulica provoca um aumento na potência com o tempo, aumento esse que depende da amplitude de oscilação do núcleo. Esse fato sugere que existe a possibilidade do reator operar sempre com um nível de potência constante, de forma que a reatividade introduzida no sistema devido as oscilações intrínsecas do leito fluidizado seja compensada pela realimentação termohidráulica.

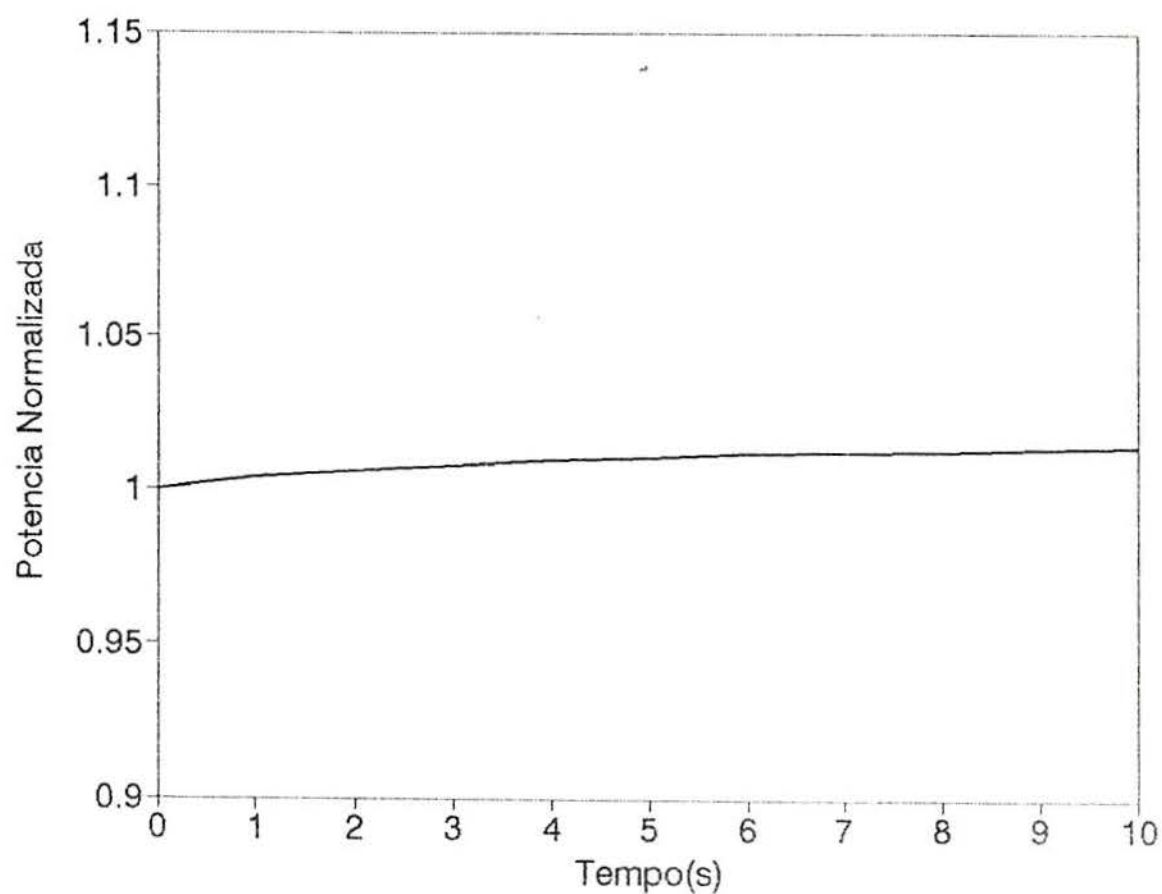


Figura 8.8- Comportamento da potência no tempo para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado, com anel absorvedor de neutrons posicionado a 88cm de altura no núcleo, com realimentação termohidráulica.

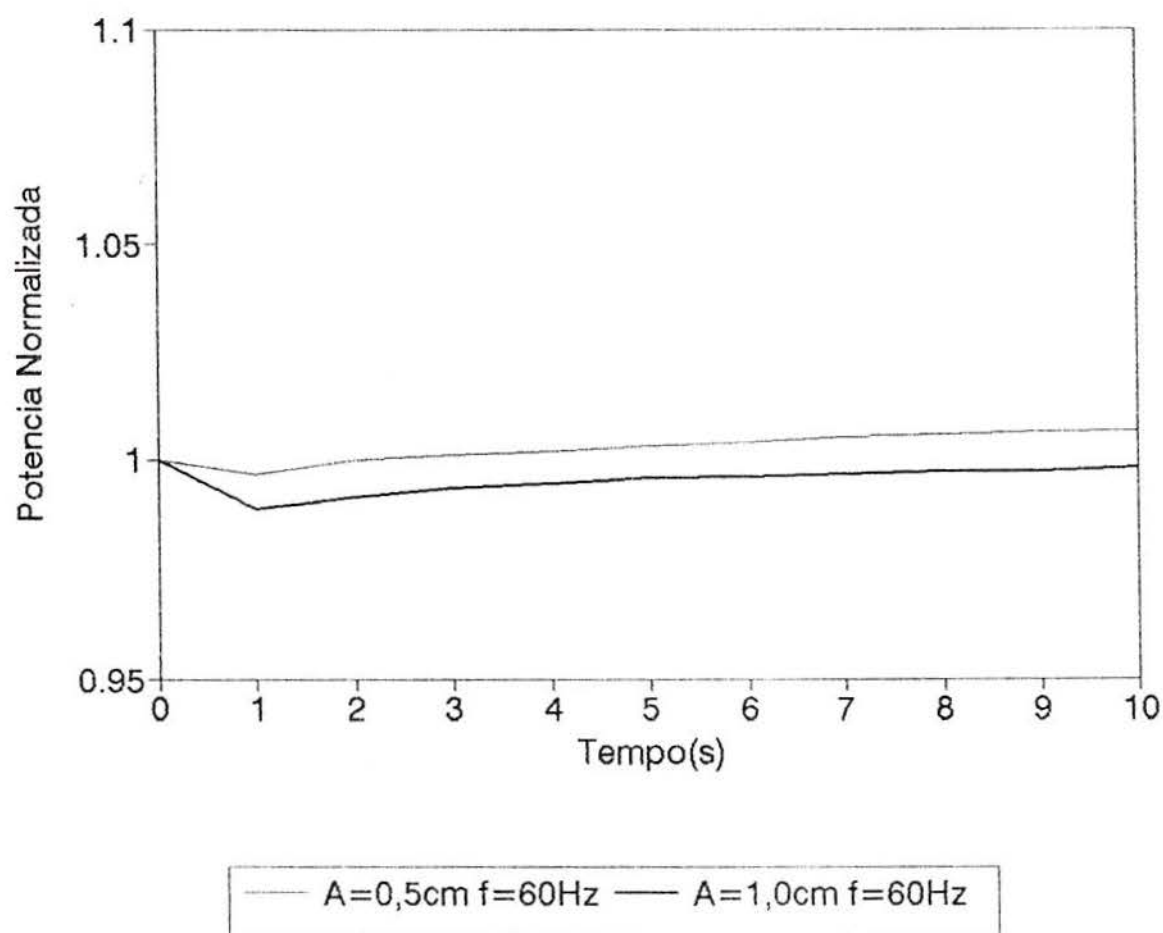


Figura 8.9- Curvas do comportamento da potência no tempo para oscilações na altura do núcleo com amplitudes de 0,5 e 1cm e frequência de 60Hz.

## CAPÍTULO 9

### SEGURANÇA

Os aspectos de segurança de reatores sempre foram uma das principais fontes de preocupação dos projetistas e pesquisadores nucleares. No entanto, a conscientização da população face aos recentes incidentes com reatores tem aumentado a demanda por segurança e por dispositivos de segurança, cujo funcionamento independa de julgamento humano. Mesmo assim os acidentes de Three Mile Island e Chernobyl colocaram em cheque toda a indústria nuclear, ocasionando uma ampla moratória mundial na energia nuclear. A não aceitação da energia nuclear pelo público, levou a comunidade científica internacional a empreender esforços adicionais para o desenvolvimento de reatores mais simples e seguros, iniciando as pesquisas em novos e avançados conceitos de reatores nucleares, tendo como base a filosofia de projeto com segurança inerente e resfriamento passivo.

#### 9.1. SEGURANÇA INERENTE

A verdadeira segurança inerente existe quando nenhuma intervenção mecânica ou humana é requerida para desligar seguramente o reator. De acordo com a Agência Internacional de Energia Atômica [35], o termo "segurança inerente" é defi-



nido como sendo " uma característica que refere-se a eliminação de um risco específico por meio da escolha de materiais e projetos, e somente pela atuação das leis da natureza".

Segundo Ishiguro e Nascimento [48], um reator nuclear para ser inerentemente seguro, deve apresentar os seguintes requisitos:

- 1-o núcleo fica crítico somente em condições de operação normais, em qualquer outra situação ele deve ficar subcrítico;
- 2-em qualquer evento que leve o núcleo a condições de operação não especificados no projeto, os processos físicos e nucleares inerentes ao sistema e as forças naturais, sem qualquer intervenção de operadores ou dispositivos ativos, devem trazer o reator para um estado estável e controlado sem que a integridade dos elementos combustíveis seja comprometida.

## 9.2. RESFRIAMENTO PASSIVO

Segundo a Agência Internacional de Energia Atômica [35], um sistema de segurança passiva é definido como: " um sistema composto de componentes e estruturas passivas; um componente passivo é aquele que não necessita de nenhuma ação externa para ser ativado; no desempenho de sua função o componente pode passar por uma variação na pressão, temperatura, radiação, nível de fluido e vazão, sendo que a função é realizada por meios auto-atuantes".

De acordo com a definição acima, um reator com resfriamento passivo deve possuir um sistema de remoção de calor capaz de retirar o calor proveniente do decaimento do combustível com a ajuda somente de dispositivos passivos e de forças naturais.

### 9.3. IDENTIFICAÇÃO DE LOCAIS DE RUPTURA NO MÓDULO

A análise de segurança em um reator nuclear tem como objetivo principal determinar se os dispositivos de segurança são suficientes para minimizar os riscos de contaminação do meio ambiente em caso de acidente. O acidente de maior potencial de liberação de produtos radioativos e, por isso, considerado o acidente básico para o projeto de uma central nuclear, é o acidente de perda de refrigerante (LOCA). Esse acidente é causado por uma ruptura no circuito primário de refrigeração. Para reatores PWR, o pior acidente de perda de refrigerante é uma ruptura tipo guilhotina em uma das pernas frias do reator entre a bomba principal e o vaso de pressão do núcleo, resultando em extrema elevação da temperatura local do revestimento do combustível.

Para o Reator Nuclear a Leito Fluidizado padrão, será analisado o acidente postulado de perda de refrigerante em um módulo e em todos os dezenove módulos que formam o reator. Também serão identificados os possíveis locais de ruptura, no módulo, com consequente perda de refrigerante. A análise des-

ses acidentes permitirão verificar se a integridade do elemento combustível é mantida e se o mesmo pode ser passivamente resfriado.

No módulo pode-se postular possíveis locais que poderiam provocar um acidente de perda de refrigeração. Tais locais poderiam ser:

- pontos de passagem de dispositivos no topo do módulo;
- rachadura na carcaça hexagonal;
- rachadura na carcaça circular;
- rachadura na união entre as carcaças e
- tubulações que formam as pernas frias.

Como acidente básico de projeto considera-se uma ruptura tipo guilhotina na perna fria entre a bomba e a câmara de combustível, de forma que todo o fluido refrigerante vaporize instantaneamente. Para verificar se a integridade dos elementos combustíveis é comprometida após um acidente desse tipo, determina-se as temperaturas envolvidas no caso de acidente em um módulo e em todos os módulos simultaneamente.

#### 9.4. ACIDENTE EM UM MÓDULO

O caráter modular do projeto do reator em estudo, implica que a hidráulica de cada módulo opera independentemente dos outros módulos, mantendo o acoplamento neutrônico. No caso de um suposto acidente de perda de refrigeração, o acidente é restrito ao módulo no qual ocorreu o acidente, os demais devem poder continuar a operar normalmente.

Em cada módulo do reator, os elementos combustíveis são mantidos no núcleo pelo fluxo de refrigerante, no caso do suposto acidente, o refrigerante vaporiza instantaneamente e, ao mesmo tempo, os elementos combustíveis saem do núcleo caindo para a câmara de combustível, somente devido à força gravitacional, ali permanecendo em estado subcrítico. As câmaras de combustíveis localizam-se dentro de uma grande piscina de água, com inércia térmica suficiente para absorver o calor produzido pelo decaimento do combustível. As câmaras de combustíveis estão conectadas com uma piscina localizada ao lado e logo abaixo do reator, de forma que os elementos combustíveis podem ser descarregados da câmara para essa piscina, construída com o propósito de armazenar módulos e combustíveis usados. Todo o processo de queda do combustível do núcleo para a câmara e desta para a piscina de armazenagem ocorre somente por dispositivos passivos e pela força gravitacional.

No capítulo 7, os cálculos térmicos, para o reator em operação normal, indicam que a máxima temperatura dos elementos combustíveis é de 605°C para o núcleo na porosidade



0,80. Em caso de acidente, supõe-se que os elementos combustíveis permaneçam na câmara de combustível, trocando calor com a água da piscina que envolve a câmara, não escoando para a piscina de armazenagem. Para determinar a distribuição de temperaturas na câmara são feitas as seguintes hipóteses adicionais:

- despreza-se a parede da carcaça circular, considerando apenas a câmara de combustível trocando calor com o meio;
- considera-se que o interior da câmara seja constituído somente por  $UO_2$ ;
- considera-se que na fronteira ocorre troca de calor por convecção natural entre a câmara de combustível e a água da piscina que envolve a câmara, sendo esta mantida na temperatura de saturação na pressão atmosférica, dessa forma, o coeficiente convectivo de transferência de calor é dado por [68]:

$$h = 108(T_R - T_f)^{1/4}, \quad (9.1)$$

- considera-se que o módulo esteja operando por um longo tempo antes do desligamento, na porosidade 0,80 com potência de  $6MW_t$ ;
- assume-se que o calor gerado por decaimento é dado por:

$$q_s = (3 - 0,003 \cdot \theta) \cdot 10^{-2} \cdot q_o \quad 0 < \theta < 200s \quad (9.2.a)$$

$$q_s = 0,095 \cdot \theta^{-0,25} \cdot q_o \quad \theta > 200s \quad (9.2.b)$$



A distribuição de temperatura em função do tempo é obtida resolvendo analiticamente a equação geral de condução de calor em geometria cilíndrica, que com as hipóteses anteriores fica formulado da seguinte forma:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{q_s}{K} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial \theta} \quad (9.3.a)$$

com as seguintes condições de contorno:

$$-K \cdot dT/dr \big|_{r=R'} = h(T - T_f) \quad (9.3.b)$$

$$T(0, \theta) < \infty \quad (9.3.c)$$

onde:  $h$  é o coeficiente convectivo de transferência de calor;

$R'$  é o raio do tubo cilíndrico que forma a câmara de combustível.

De acordo com El-Wakil [20], a distribuição de temperatura, formulada pelas equações 9.3, é dada por:

$$T(r, \theta) = T_f + \frac{q_s \cdot R'^2}{K} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \cdot Bi}{\lambda_n^2 (\lambda_n^2 + Bi^2)} \frac{J_0(\lambda_n r/R')}{J_0(\lambda_n)} \times \\ \times (1 - e^{-\lambda_n^2 \theta \alpha / R'^2}), \quad (9.4)$$

sendo  $Bi = hR'/K$ .

A equação 9.3 foi usada para determinar a distribuição radial da variação de temperaturas na câmara de combustível recheada de esferas, após ocorrido um suposto acidente

de perda de refrigerante, em função do tempo. Os resultados obtidos encontram-se representados nas figuras 9.1 e 9.2.

A figura 9.1 representa a variação de temperatura no centro e na superfície da câmara de combustível em função do tempo. A máxima variação de temperatura é de  $1128^{\circ}\text{C}$  e ocorre 140 segundos após ocorrido o acidente, sendo máxima no centro da câmara. Considerando que no momento do acidente a temperatura da câmara era igual a temperatura máxima dos elementos combustíveis ( $605^{\circ}\text{C}$ ), após decorridos 140 segundos a temperatura máxima no centro da câmara está em torno de  $1733^{\circ}\text{C}$ , temperatura essa menor do que a de fusão do revestimento dos elementos combustíveis.

A figura 9.2 representa a distribuição radial da variação de temperatura para diversos tempos após ocorrido o acidente, inclusive o tempo em que a temperatura atinge o máximo. Analisando-se essa figura, pode-se ver que, em qualquer ponto da câmara de combustível, as temperaturas estão abaixo das temperaturas de fusão dos materiais de que a mesma é constituída.

A análise dos resultados apresentados nas figuras 9.1 e 9.2 mostra que as temperaturas em qualquer ponto da câmara e em qualquer instante estão abaixo das temperaturas de fusão dos materiais que constituem os elementos combustíveis e a câmara, evitando com isso a fusão do revestimento dos elementos combustíveis e a consequente liberação de produtos de fissão para o meio ambiente.

A característica do projeto modular implica que o suposto acidente fica restrito ao módulo acidentado. Esse módulo sai de operação, provocando alterações na reatividade do

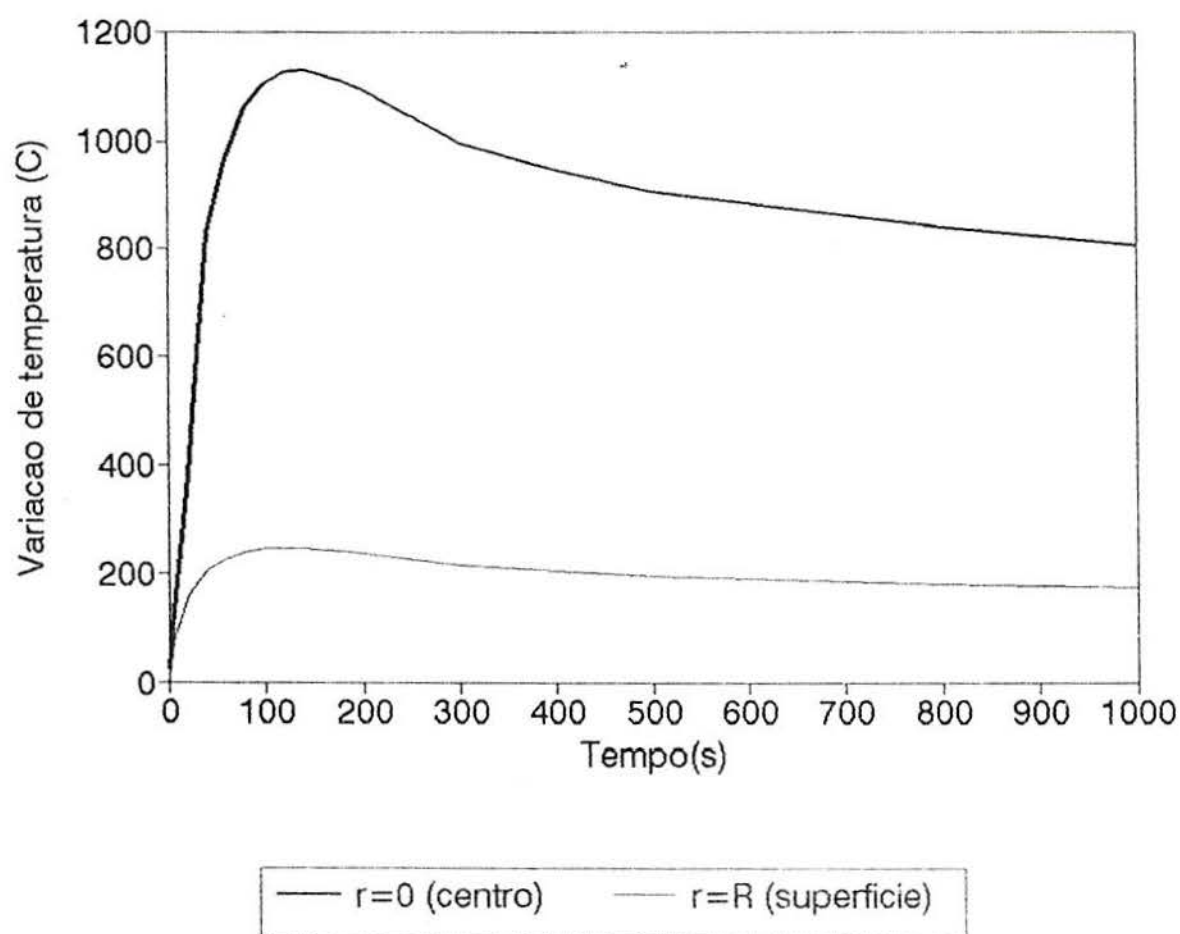


Figura 9.1- Variação de temperatura no centro e na superfície da câmara de combustível, em função do tempo.

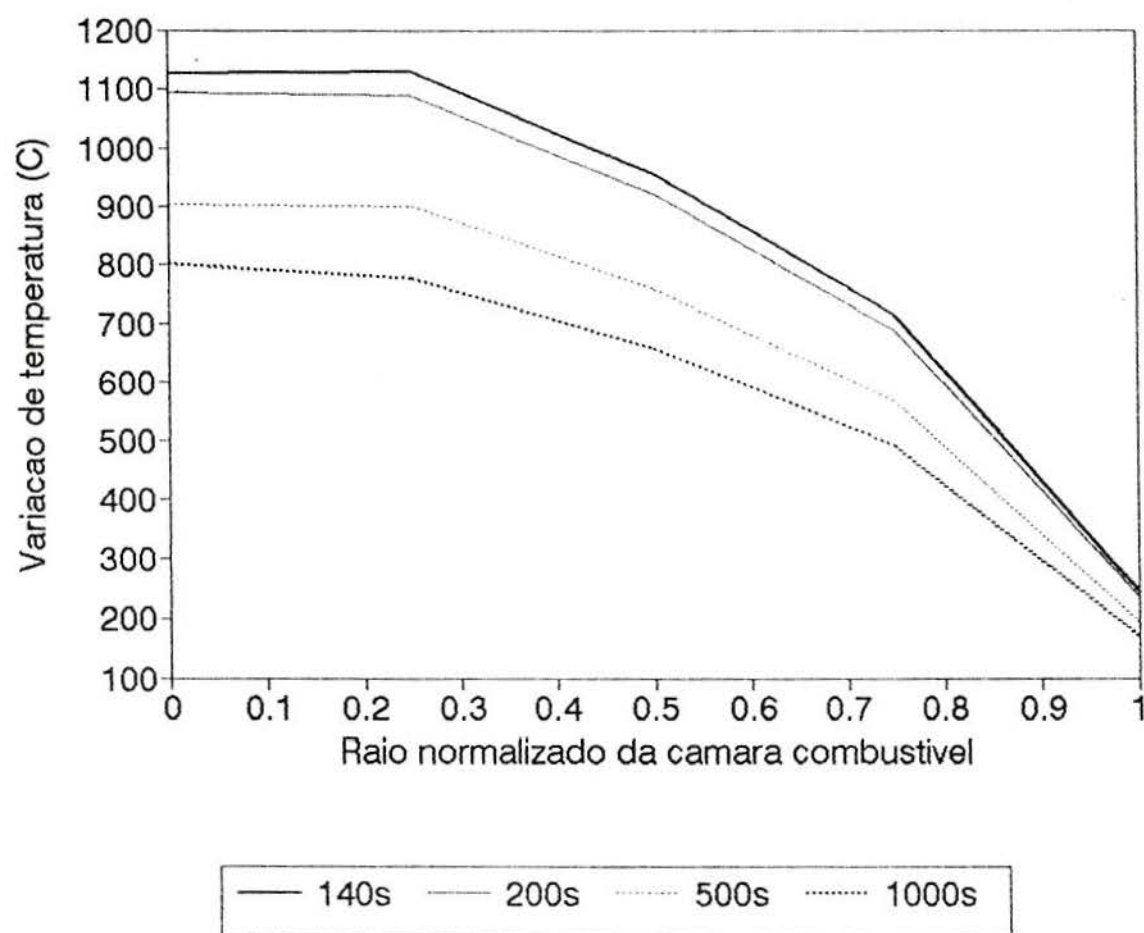


Figura 9.2- Distribuição radial da variação de temperatura para a câmara de combustível, em diversos tempos após ocorrido um acidente tipo LOCA.

sistema e uma redistribuição do fluxo neutrônico e da densidade de potência no núcleo do reator, conforme estudo realizado no item 6.3.6.

#### 9.5. ACIDENTE SIMULTÂNEO EM TODOS OS MÓDULOS

Como no reator em estudo os módulos são independentes, um acidente postulado de perda de refrigerante simultâneo nos 19 módulos que formam o reator, é tratado de modo semelhante ao tratamento feito no caso de um acidente em apenas um módulo.

A vaporização do refrigerante acarreta a queda dos elementos combustíveis para as suas respectivas câmaras de combustíveis que se encontram localizadas no interior de uma piscina com água suficiente para absorver o calor gerado pelo decaimento dos combustíveis. Todas as câmaras estão conectadas com a piscina de armazenamento de combustíveis gastos, podendo os elementos combustíveis serem descarregados para essa piscina somente com a atuação de dispositivos passivos e pela força gravitacional.

Supondo que ocorrido o acidente e os elementos combustíveis não escoem para a piscina de armazenagem, os mesmos ficam localizados na câmara de combustível. Com isso, tem-se 19 câmaras de combustível de 100mm de diâmetro cada uma separadas por uma distância de centro-a-centro de 250mm uma da outra, trocando calor por convecção natural com a água da piscina que as envolve. Para estimar as temperaturas que as câmaras atingem, supõe-se que após o acidente todas elas possuem



a mesma temperatura, desse modo, não ocorre troca de calor entre as câmaras, ocorrendo transferência de calor das câmaras para o meio que as circunda. O problema de distribuição de temperaturas é equivalente ao desenvolvido para o caso de 1 módulo, somente que nesse caso o acidente provoca um aumento maior na temperatura do meio que circunda as câmaras. Como nos cálculos anteriores foi feita a hipótese conservadora que a água da piscina estava na temperatura de saturação, então em um suposto acidente ocorrido em todos os módulos a distribuição de temperaturas nas câmaras, em função do tempo, é igual a um suposto acidente em somente 1 módulo, que encontra-se representado nas figuras 9.1 e 9.2. Analisando as curvas dessas figuras pode-se ver que a temperatura em qualquer ponto das câmaras e em qualquer instante se mantém abaixo dos limites de segurança, mantendo a integridade dos elementos combustíveis e das próprias câmaras.

## 9.6. O REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO E OS ASPECTOS DE SEGURANÇA INERENTE

Para verificar a segurança inerente do reator em estudo, o mesmo foi analisado no sentido de verificar se satisfaz os requisitos citados no item 9.1 no que se refere à segurança inerente de um reator nuclear.

A criticalidade do Reator Nuclear a Leito Fluidizado somente é alcançada se uma determinada combinação de mistura de materiais estiverem presentes no núcleo. A combinação dessa mistura de materiais somente é conseguida através de uma quantidade específica de moderador que constitui a porosidade do núcleo. Com isso, pode-se dizer que o reator atinge a criticalidade somente em um intervalo específico de porosidade. Qualquer evento que provoque aumento ou diminuição na porosidade, implica na subcriticalidade do núcleo, pois o reator opera no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade. Para compensar a queima de combustível, que provoca alterações na mistura de materiais no núcleo, utiliza-se um anel absorvedor de neutrons que deverá ter seu deslocamento no núcleo controlado por um dispositivo passivo.

Com o reator em estudo operando nas condições acima, pode-se dizer que o mesmo pode apresentar segurança inerente.

### 9.7. O REATOR NUCLEAR A LEITO FLUIDIZADO E OS ASPECTOS DE RESFRIAMENTO PASSIVO

Durante as condições normais de operação do reator as temperaturas máximas no combustível e no revestimento são de  $605^{\circ}\text{C}$  e  $326^{\circ}\text{C}$ , respectivamente, temperaturas estas que estão bem abaixo dos limites de segurança.

O conceito de leito fluidizado aplicado ao reator faz com que, após qualquer acidente ou incidente, que implique em interrupção ou redução da vazão de refrigerante, os elementos combustíveis caiam para a câmara de combustível, somente pela ação da força gravitacional, câmara essa que localiza-se dentro de uma piscina com água. O projeto modular restringe o acidente ou incidente somente aos módulos afetados, não atingindo o reator como um todo. Dessa forma, o projeto modular, o conceito de leito fluidizado e a localização da câmara de combustível dentro de uma grande piscina, constituem-se em dispositivos passivos, pois após qualquer acidente os elementos combustíveis são retirados do núcleo, formando colunas de combustíveis que são passivamente resfriadas por água em uma condição altamente subcrítica, somente pela ação gravitacional.

Na pior condição de acidente, as máximas temperaturas que poderiam ser alcançadas no centro e na superfície da câmara de combustível são de  $1733^{\circ}\text{C}$  e  $851^{\circ}\text{C}$ , respectivamente. Temperaturas estas obtidas, considerando que o calor produzido no decaimento fosse dissipado somente pela convecção natural, sem a atuação de dispositivos ativos. Tais tempera-

turas estão abaixo dos limites de temperaturas de fusão dos materiais utilizados no reator, dessa forma, não provocam danos ao combustível, revestimento, câmara de combustível e estrutura do reator.

## CAPÍTULO 10

### CONCLUSÕES

O objetivo desse trabalho foi realizar um estudo conceitual de um reator nuclear a leito fluidizado. Esse estudo foi realizado para um módulo e para o reator padrão formado por 19 módulos proposto por Sefidvash [61]. O estudo cobriu as áreas de mecânica, hidráulica, térmica, neutrônica e de segurança do reator nuclear. O reator proposto baseia-se no processo de fluidização do elemento combustível em canais pressurizados e refrigerados por água leve.

A análise do reator foi realizada com o uso de códigos computacionais neutrônicos, desenvolvidos para reatores a água leve, como o Leopard [2] e o 3DB [29]. A dinâmica do reator foi analisada com o código CINERNLF [67] desenvolvido para esse conceito de reator nuclear. O estudo mecânico baseou-se em equações propostas por Smith [66], aplicáveis no projeto de vasos de pressão e, na equação de perda de pressão proposta por Ergun [21]. A análise hidrodinâmica baseou-se no modelo de Foscolo e Gibilaro [25] para estabilidade do leito e no trabalho experimental de Kelly [39] para fluidização de esferas de grande diâmetro. As correlações hidráulicas para leito particulado foram obtidas na literatura [16,21,57,58]. O estudo térmico foi realizado utilizando-se parâmetros da literatura [34,55] e de códigos termohidráulicos como o THERMIT [54]. A análise de segurança teve como base um suposto acidente tipo LOCA e nas características de segurança ine-



rente e resfriamento passivo. Desse estudo concluiu-se que:

- 1-o Reator Nuclear a Leito Fluidizado pode apresentar comportamento particulado ou agregativo, com a formação de regiões no núcleo com acúmulo e vazios de combustível e moderador, dependendo da porosidade em que estiver operando;
- 2-as heterogeneidades do núcleo são reduzidas pelo uso do distribuidor cônico na entrada do leito;
- 3- as heterogeneidades do núcleo podem ser reduzidas se for possível diminuir o diâmetro e a densidade dos elementos combustíveis;
- 4-os limites de velocidade de fluidização estão compreendidos entre 19,96cm/s a 181,32cm/s para as dimensões e propriedades físicas do elemento combustível em estudo;
- 5-a vazão mínima por módulo para o leito fluidizar é de 2,8 kg/s e a máxima vazão operacional é de 29,2 kg/s, para as dimensões e propriedades físicas do elemento combustível estudado, o que limita a extração de potência do núcleo;
- 6-o método de equivalência neutrônico de uma célula esférica em cilíndrica é adequado para os cálculos neutrônicos do Reator Nuclear a Leito Fluidizado;
- 7-a porosidade e o anel absorvedor de neutrons podem ser usados para controle operacional da reatividade;
- 8-o reator pode operar no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade;
- 9-a utilização combinada da porosidade e do anel absorvedor de neutrons permitem que o reator opere na criticalidade no ponto máximo da curva de reatividade em função da porosidade, dessa forma, qualquer evento que provoque aumento ou diminui-

- ção na porosidade, implica na subcriticalidade do núcleo;
- 10-o reator apresenta coeficiente de temperatura negativo no intervalo operacional de porosidades;
- 11-a retirada de operação de determinados módulos pode ser feita e o reator continua a operar na criticalidade;
- 12- apenas um módulo pode operar na criticalidade;
- 13-a potência térmica extraída por módulo é limitada pela porosidade do núcleo;
- 14-a máxima temperatura operacional no combustível é de  $605,3^{\circ}\text{C}$ ;
- 15-o mínimo DNBR operacional é de 11,9;
- 16-as oscilações na porosidade em torno da porosidade crítica provocam diminuição na reatividade, que pode ser compensado pelo coeficiente de temperatura negativo do reator. Isso implica que existe a possibilidade da potência poder ser mantida constante no tempo, mesmo a porosidade oscilando;
- 17-em caso de um acidente hipotético de perda de refrigerante a máxima variação de temperatura que a câmara de combustível atinge é de  $1128^{\circ}\text{C}$  no tempo de 140s após ocorrido o acidente;
- 18-as temperaturas operacionais estão bem abaixo dos limites máximos de segurança;
- 19-os resultados mostram que, para os casos de acidentes analisados, o reator será passivamente resfriado;
- 20-o conceito apresentado para o reator permite que o mesmo apresente segurança inerente, conforme a escolha dos parâmetros neutrônicos, hidráulicos e construtivos, permitindo em caso de perda de refrigerante ou vazão, que a reação neutrônica se interrompa, sem a interferência de operadores ou sis-

temas ativos.

O estudo aqui realizado necessita de uma verificação experimental, constituindo-se em um projeto preliminar desse conceito de reator, sendo o ponto de partida básico para trabalhos futuros, sugerindo-se:

1-a utilização de um modelo hidrodinâmico mais complexo e o uso do supercomputador Cray para estudar a estabilidade do leito fluidizado;

2-a realização de medidas experimentais em leitos fluidizados de pequenas dimensões, obtendo-se correlações para partículas sólidas de alta densidade fluidizadas por água e parâmetros a serem utilizados na correção de modelos hidrodinâmicos;

3-o desenvolvimento de um modelo neutrônico no estado estacionário para tratar a não-homogeneidade do leito fluidizado;

4-o estudo da influência da não-homogeneidade do leito e das oscilações de porosidade na reatividade do sistema;

5-o desenvolvimento de um modelo de cinética específico para o reator a leito fluidizado que considere o movimento das esferas de combustível no interior do leito;

6-que seja aprofundado o estudo desse reator quanto aos aspectos de segurança inerente e resfriamento passivo.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, ASME, New York (1956).
2. BARRY, R. F., LEOPARD - A spectrum dependent non-spatial depletion code for the IBM-7094, USAEC Report WCAP-3269-26, Westinghouse Electric Corporation (1963).
3. BELL, G. I. and GLASSTONE, S., Nuclear Reactor Theory, Van Nostrand Reinhold Company, New York (1970).
4. BORGES, V., Determinação de equação para o cálculo do fator de Dancoff para esferas e barras cilíndricas e sua utilização na RNLF, Projeto Colméia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul (1987).
5. BORGES, V. e SEFIDVASH, F., Adequação do fator de Dancoff para o cálculo de célula no RNLF, Anais do 2º CEGEN, Congresso Geral de Energia Nuclear, Rio de Janeiro (1988).
6. BORGES, V.; SEFIDVASH, F.; RASTOGI, B.P.; HURIA, H. C. e KRISHNANI, P. D., Método de cálculos neutrônicos de uma célula esférica equivalente a uma cilíndrica, para utilização de códigos computacionais para reatores a água leve no Reator Nuclear a Leito Fluidizado, Anais do VII ENFIR, Encontro Nacional de Física de Reatores e Termohidráulica, Recife (1989).



7. BORGES, V., VILHENA, M. T., A fluidized bed reactor cell calculation. *Kerntechnik*, v.55, p.315-317 (1990).
8. BORGES, V., SEFIDVASH, F., Termohidráulica preliminar do reator nuclear a leito fluidizado. *Anais do IX ENFIR, Encontro Nacional de Física de Reatores e Termohidráulica*, pp. 271-274, Caxambu, Brasil (1993).
9. BORGES, V., SEFIDVASH, F., Métodos operacionais do reator nuclear a leito fluidizado. *Anais do IX ENFIR, Encontro Nacional de Física de Reatores e Termohidráulica*, pp. 153-156, Caxambu, Brasil (1993).
10. BORGES, V., VILHENA, M.T., STRECK, E. E., Modelo de cinética puntual para um reator nuclear a leito fluidizado, *Anais do IX ENFIR, Encontro Nacional de Física de Reatores e Termohidráulica*, pp. 29-32, Caxambu, Brasil (1993).
11. CARLVIK, J., The Dancoff correction in square and hexagonal lattice, *Nucl. Sci. Eng.*, 29 (1967) 325.
12. CARO, R., Física de reactores nucleares, Seccion de Publicaciones de la J.E.N., Madrid (1976).
13. CHUNG, K., HAZELSIGG, G. A., Nuclear power technology: a mandate for change, *Nuclear Technology*, v.88, p.120-128 (1989).



14. COOKE, S., Sharp changes required to ensure a second nuclear era, *Nucleonics Week*, octobre 27, p.1-2 (1983).
15. COUDERC, J. D., Incipient fluidization and particulate systems, in *Fluidization*, Edited by J. F. Davidson, R. Clift and D. Harrison, Academic Press (1985).
16. DAVIDSON, J. F., HARRISON, D., *Fluidized Particles*, Cambridge University Press, New York (1963).
17. DAVIDSON, J. F., CLIFT, R., HARRISON, D., *Fluidization*, Academic Press, 2<sup>a</sup> Edição, New York (1985).
18. DED, J. S., LIENHARD, J. H., The peak boiling heat flux from a sphere, *AIChE J.*, v.18, p.337-342 (1972).
19. DUDERSTADT, J. J. and HAMILTON, L. J., *Nuclear Reactor Analysis*, John Wiley & Sons, New York (1976).
20. EL-WAKIL, M. M., *Nuclear heat transport*, International Textbook Company, New York (1971).
21. ERGUN, S., Fluid flow through packed columns. *Chem. Eng. Progr.*, v.48, p.89 (1952).
22. EXPERT GROUP, *Small and Medium Reactors*, Nuclear Energy Agency (OCDE). Paris (1991).

23. FELICE, R. D., et al., Mixing and segregation in binary-solid liquid fluidized beds, *Chem. Eng. Sci.*, v. 42, n. 4, p. 639-652 (1987).
24. FOSCOLO, P. U., GIBILARO, L. G., Fluid dynamic stability of fluidised suspensions: the particle bed model, *Chem. Eng. Sci.*, v.42, n.6, p.1489-1500 (1987).
25. FOSCOLO, P. U., GIBILARO, L. G., A fully predictive criterion for the transition between particulate and aggregate fluidization, *Chem. Eng. Sci.*, v.39, n.12, p.1667-1675 (1984).
26. FRANTZ, J. F., Fluid-to-particle Heat Transfer in Fluidized Beds, *Chem. Eng. Progr.*, 57(7), p.35 (1961).
27. GAYEN, A. K., SARMA, K. J. R., Some theoretical observations on the significance of fluidization in predicting the minimum and maximum fluidization velocities, *Journal of the Eng.*, v. 5, p. 101-104 (1977).
28. GIBILARO, L. G., HOSSAIN, I., FOSCOLO, P. U., Aggregate behaviour of liquid fluidised beds, *Can. J. Chem. Eng.* v.64, p.931-938 (1986).
29. HARDIE, R. W., LITTLE JR., W. W., 3DB, A three-dimensional diffusion theory burnup code, BNWL-1264, 1970.

30. HAROON, M. R., SEFIDVASH, F., Reactor physics study of organic moderated fluidized bed nuclear reactor. *Journal of Natural Sciences and Mathematics*, v.24, p.129-146 (1984).
31. HATCH, L. P., REGAN, W. H. and POWELL, R. J., Fluidized bed for rocket propulsion. *Nucleonics*, v.18, n.12, p.102-103 (1960).
32. HENDRIE, J. M. et. al., Rotating fluidized bed reactors for space nuclear propulsion. BNL 50362 (1972).
33. HOLMAN, J. R., MOORE, T. W., WONG, V. M., Particle to fluid heat transfer in water fluidized systems, *I/CE fundamentals*, v.4, p.1, (1965).
34. HUGHMARK, G. A., Mass and heat transfer from rigid spheres, *AIChE Journal*, v.13, n.6, p.1219-1221 (1967).
35. International Atomic Energy Agency, Technical Committee meeting on definition and understanding of engineered safety, passive safety and related terms, VÄstras, Sweden (1988).
36. JACKSON, R., Fluid mechanical theory, in *Fluidization*, Editado por J.F. Davidson e D. Harrison, Academic Press, 1ª Edição, New York (1971).

37. JACKSON, R., Hydrodynamic stability of fluid-particle systems, in Fluidization, Editado por J.F. Davidson, J.F. Clift e D. Harrison, Academic Press, 2ª Edição, New York (1985).
38. JORDAN, B., Small reactors key to future under utility deregulation, Nucleonics Week, may 12, p.4 (1988).
39. KELLY, V. P., Hydraulic studies for the fluid-bed reactor, Nuclear Science Engineering, v.10, p.40-44 (1961).
40. KUNII, D., LEVENSPIEL, O., Fluidization Engineering, John Wiley & Sons, Inc., New York (1969).
41. LATHROP, K. D., DTF-IV: A FORTRAN-IV Program for solving the multigroup transport equation with anisotropic scattering, Los Alamos Scientific Laboratory, LA-3373, Los Alamos (1965).
42. LEWIS, E. W., BOWERMAN, E. W., Fluidization, Chem. Eng. Prog., n. 12, p. 603 (1952).
43. LIENHARD, J. H., et al., Peak pool boiling heat-flux measurements on finite horizontal flat plates, J. Heat Transfer, v.95 C, p.152-158 (1973).

44. LIENHARD, J. H., DHIR, V. K., Hydrodynamic prediction of peak pool-boiling heat fluxes from finite bodies, J. Heat Transfer, v.95 C, p.152-158 (1973).
45. MATTOS, J. R. L., Cálculos neutrônicos aplicados ao Reator Nuclear a Leito Fluidizado. Dissertação de Mestrado, Porto Alegre, UFRGS-PROMEC (1988).
46. MORRIS J. B. et. al., The application of fluidization techniques to nuclear reactors,. Trans. Inst. Chem. Eng., v.34, p.168-194, (1956).
47. NAKATA, H., CINÉTICA - Programa para análise de transientes, São Paulo, Ed. do IPEN - CNEN/SP (1985).
48. NASCIMENTO, J. A. e ISHIGURO, Y., Reator rápido de 1000 MWt iniciado com U-Zr, Relatório de Pesquisa, Instituto de Estudos Avançados, IEAv-RP 017/90 (1990).
49. Nir I., Dancoff factors evaluation for spheres, WFPS: TME 79-017 (1979).
50. ONEGA, R. J., The numerical solution of one group neutrons diffusion equation, Reactors Statics RS-2, Virginia Polytechnic Institute and State University.
51. OTHMER, D. F., Fluidization, Reinhold Publishing Corporation, New York (1956).



52. PATWARDHAN, V. S., TIEN, C., Distribution of solid particles in liquid fluidized beds, The Can. J. of Chem. Eng., v. 62, p. 46-54 (1984).
53. RAMMSY, J. E. M., Estudo da reatividade do Reator Nuclear a Leito Fluidizado. Dissertação de Mestrado, Porto Alegre, UFRGS-PPGEEMM (1985).
54. REED, W. H., STEWART, H. B., THERMIT: a computer program for three-dimensional thermal-hydraulic analysis of light water reactor uses, MIT internal report (1978).
55. REIHMAN, T. C., Thermal-hydraulics module, TH-1, pressurized water reactor thermal-hydraulics, Virginia Polytechnic Institute and State University.
56. Reactor Handbook, **Materials**, vol. I, Edited by C. R. Tipton, Interscience Publishers Inc., New York (1960).
57. RICHARDSON, J. F., Incipient Fluidization and Particulate Systems, in Fluidization, Editado por J.F. Davidson e D. Harrison, Academic Press, 1ª Edição, New York (1971).
58. RICHARDSON, J. F., ZAKI, W. N., Sedimentation and Fluidization: Part I, Trans. Inst. Chem. Eng. v.32, p.35 (1954).

59. ROWE, P. N. , Experimental Properties of Bubbles, in Fluidization, Editado por J.F. Davidson e D. Harrison, Academic Press, 1ª Edição, New York (1971).
60. SAUER, A., Approximate escape probabilities, Nuclear Sci. Eng., 16 (1963) 326.
61. SEFIDVASH, F., A fluidized bed nuclear reactor concept. Nuclear Technology, v.71, p.527-534 (1985).
62. SEFIDVASH, F., A nuclear power reactor concept for Iran. Iranian J. of Sci. and Technology, v.7, n.4, p.147 (1978).
63. SEFIDVASH, F., HAROON, M. R., Preliminary reactor physics calculations of a fluidized bed nuclear reactor concept. Kerntechnik, v.35, p.191-195 (1980).
64. SEFIDVASH, F., Nuclear energy and the new era. Proc. Int. Specialistas Meeting on Potential of Small Nuclear Reactors for Future Clean and Safe Energy Sources. Ed.Hiroshi Sekimoto, p.61-70, Tokyo, Japão (1992)
65. SEFIDVASH, F., The structural design needs of a small modular fluidized bed nuclear reactor. XII SMIRT, International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Stuttgart, Germany, vol.SD-1, pp. 261-266, (1993).

66. SMITH, L. W., Structural analysis, in *Reactor Handbook Engineering*, Interscience Publishers, John Wiley & Sons (1964).
67. STRECK, E. E., Estudo do transiente de um reator nuclear a leito fluidizado, Dissertação, M. Eng., Programa de Pós-Graduação em Eng. Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul (1988).
68. SUN, K. H., LIENHARD, J. H., The peak boiling heat flux on horizontal cylinders, *Int. J. Heat Mass Transfer*, v.13, p.1425-1439 (1970).
69. SUNKOORI, N. R., KAPARTHI, R., Heat transfer studies between particles and liquid medium in a fluidized bed, *Chem. Eng. Sci.*, v.12, p.166 (1960).
70. VILHENA, M. T., Estudo de difusão de neutrons e calor dependente do tempo num reator nuclear a leito fluidizado. Tese de Doutorado, Porto Alegre, UFRGS-PROMEC (1988).
71. VLIET, G. C., LEPPERT, G., Forced Convection Heat Transfer from an Isothermal Sphere to Water, *Trans. ASME 83C*, p.163 (1961).
72. WALLIS, G. B., *One dimensional two phase flow*, McGraw-Hill, New York (1969).

73. YANG, W. C., et al., A generalized methodology for estimating minimum fluidization velocity at denoted pressure and temperature, AIChE J., v.31, n.7, p.1086-1092 (1985).
74. ÖZİŞİK, M. N., Heat Transfer: A Basic Approach, Editado por McGraw-Hill Inc, (1985).